

**ИНСТИТУТ МАШИНОВЕДЕНИЯ им. А.А.БЛАГОНРАВОВА  
РОССИЙСКОЙ АКАДЕМИИ НАУК  
МОСКОВСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ ПРИБОРОСТРОЕНИЯ И  
ИНФОРМАТИКИ  
ЦЕНТРАЛЬНЫЙ АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИЙ ИНСТИТУТ  
ФГУП “НПЦ ГАЗОТУРБОСТРОЕНИЯ “САЛЮТ”**

# ***НАУЧНЫЕ ТРУДЫ***

**III международной научной конференции  
“Фундаментальные исследования и  
инновационные технологии в машиностроении”**

**Москва 2014**

УДК 621.9  
ББК 34.5

**Редакционная коллегия:**

академик Ганиев Р.Ф., чл.-корр. РАН Чернышев С.Л., д. ф.-м.н, проф. Соколов В.В.  
д.т.н., проф. Романов А.Н., д.т.н., проф. Албагачиев А.Ю., к.ф.-м.н. Хрущов М.М.

**Научные труды III Международной научной конференции  
“Фундаментальные исследования и инновационные технологии в  
машиностроении”**

В сборник включены доклады III Международной научной конференции “Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении”, проходившей с 13 по 15 мая 2014 г. в Федеральном государственном бюджетном учреждении науки Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН.

Тематика конференции:

1. Робототехника и автоматизация технологических процессов
2. Инновационные технологии в промышленности и машиностроении
3. Трибология и нанотрибология
4. Перспективные конструкционные и наноматериалы, покрытия и технологии поверхностного упрочнения и обработки

Материалы сборника подготовлены к изданию оргкомитетом конференции на основе оригиналов авторских рукописей. Ответственность за достоверность сведений и хранение государственной или корпоративной тайны несут авторы публикаций.

Тел. (499) 135-31-77, (499) 269-45=88

**ISBN 978-5-442-0070-4**

Федеральное государственное  
бюджетное учреждение науки Институт  
машиноведения им. А.А. Благонравова  
Российской академии наук, 2014

## ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ЗАЩИТЫ НИКЕЛЕВЫХ И ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫХ СПЛАВОВ ОТ ГАЗОВОЙ КОРРОЗИИ

Н.В. Абраимов

ФГУП «НПЦ газотурбостроения «Салют», Москва, Россия, [geikin@salut.ru](mailto:geikin@salut.ru)

В современной технике широкое применение нашли жаропрочные сплавы на никелевой основе. Эти сплавы характеризуются высокой прочностью, пластичностью, хорошей технологичностью. Однако сопротивление окислению этих сплавов в условиях длительной работы в интервале температур 950...1100 °С недостаточно, они нуждаются в защитных покрытиях.

Сплавы на основе Ni3Al в настоящее время являются наиболее высокотемпературными материалами среди никелевых жаропрочных сплавов, разработанных в России. В монокристаллическом варианте такие сплавы могут эффективно работать при температурах до 1200...1250 °С. Наиболее приемлемыми для практического использования являются сплавы ВКНА-1В, ВКНА-4УР и ВКНА-25 в монокристаллическом исполнении.

Для защиты от высокотемпературного окисления широко используются алюминидные покрытия. Основным элементом этих покрытий является алюминий, который содержится в тугоплавких соединениях с никелем NiAl и Ni3Al. Продолжительность сохранения защитных свойств алюминидных покрытий связана со стабильностью оксидной пленки на основе Al2O3, формирующейся на поверхности покрытия, сохранением её адгезии к покрытию, стабильностью структуры покрытий и целостностью материала покрытий. Легирование покрытий хромом, танталом, кобальтом, гафнием, кремнием, иттрием и другими элементами осуществляется с целью улучшения защитных свойств оксидной пленки и повышения механических свойств материала покрытия. При наличии достаточно эффективного металлического покрытия значительно расширяются возможности увеличения срока службы покрытий при дополнительном нанесении теплобарьерного керамического слоя в виде стабилизированного диоксида циркония.

К основным факторам, ограничивающим долговечность деталей с покрытиями относятся газовая коррозия и термомеханическая усталость.

Цель работы состоит в изыскании способов повышения долговечности деталей при воздействии газовой коррозии и повторно-переменных термомеханических нагрузок.

Работа выполнена на сплавах ВЖЛ12У, ЖС32, ВЖ171, ВКНА-4УР, ВКНА-25.

Результаты работы и их обсуждение

Важной особенностью конструкции лопаток турбин является наличие систем охлаждения. Рост температуры газов вызвал необходимость защиты не только внешних, но и внутренних поверхностей лопаток. В связи с этим весьма актуальными стали газовые технологии осаждения Al, Cr, Co, Si и других элементов. Широкие возможности усиления защитных свойств дало применение конденсационных покрытий. Современные покрытия обычно комбинированные. Базовой для покрытий является система Ni-Cr-Al. Усиление защитных свойств достигается легированием этой системы Co, Ta, W, Hf, Si, и другими элементами.

Нами разработаны несколько способов формирования эффективных защитных покрытий. Для защиты от солевой коррозии рекомендован способ газового кобальтхромирования и алюмосилицирования. Этот способ обеспечивает введение в структуру покрытия кобальта и силицидов хрома, которые существенно повышают коррозионную стойкость покрытия.

Комбинированное теплобарьерное покрытие, благодаря комплексному микролегированию, обеспечило увеличение ресурса высокотемпературного ГТД до более, чем 1000 ч. По жаростойкости покрытие почти в 4 раза превосходит систему Ni-Co-Cr-Al-Si.

Жаростойкие алюминидные покрытия на интерметаллидных сплавах, а также на сплавах с нитридным упрочнением являются важнейшим фактором обеспечения высокой долговечности при высокотемпературной газовой коррозии.

Исследована и подтверждена на деталях эффективность способов измельчения зерна структуры поверхностного слоя методами горячей виброгалтовки и низкотемпературного горячего изостатического прессования лопаток турбин с алюминидными покрытиями. Эти технологии обеспечили повышение на 30...40 МПа предела выносливости и почти двукратное увеличение сопротивления термической усталости лопаток газовых турбин.

## ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ГИДРОГЕНИЗИРОВАННЫХ ФОЛЬГАХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ПАЛЛАДИЯ, КАК ПРОЦЕСС САМООРГАНИЗАЦИИ ДЕФЕКТНЫХ И СТРУКТУРНЫХ СОСТОЯНИЙ

В.М. Адюхина<sup>1</sup>, О.В. Акимова<sup>1</sup>, И.С. Левин<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Физический факультет МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; [vmaphys@gmail.com](mailto:vmaphys@gmail.com)

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

Системы металл – водород (Me-H) в настоящее время имеют огромное прикладное значение, поскольку современные направления развития энергетики предполагают широкое использование этих систем. В водородной энергетике это связано с извлечением водорода, его хранением и транспортировкой; в атомной и термоядерной энергетике - с созданием конструкционных материалов, обладающих структурной и фазовой стабильностью в атмосфере водорода.

Палладий представляет собой один из хорошо поглощающих водород металлов, и поэтому он и сплавы на его основе – удобный модельный объект для изучения особенностей взаимодействия атомов металла и его компонент с водородом и дефектами. Наличие водорода в гидрогенизированных системах может приводить к перераспределению атомов второго компонента, в результате чего в сплавах Pd-Me-H может меняться степень ближнего порядка, возникать дефектные комплексы и сегрегации, происходить фазовые превращения и т.д. Поскольку при гидрировании в матрицу сплавов поступает аномально высокое количество вакансий [1-2], то они также способствуют увеличению подвижности атомов компонент сплава. Кроме того, насыщение как деформированных, так и отожженных образцов приводит к тому, что в них появляются упругие напряжения ( $\sigma$ ) (для отожженных), или изменяется их знак и величина  $\sigma$  (для деформированных) сплавов [3-4].

Для выяснения влияния электролитического гидрирования на характер структурных и фазовых превращений, идущих в фольгах палладиевых сплавов в процессе релаксации (в том числе и длительной), были проведены рентгендифракционные исследования фольги систем Pd-Y, Pd-Ru и Pd-In-Ru.

Впервые установлено, что для 130 мкм фольги сплава Pd - 8.8 ат.% Y наблюдались немонотонные фазовые превращения, продолжающиеся в течение 13.6 тысяч часов после электролитического гидрирования [5-6]. При высоком содержании в матрице сплава водорода и вакансий наблюдали распад однофазной фольги данного сплава на сверхструктурную фазу Pd<sub>3</sub>Y-H и  $\alpha$ -твердый раствор Pd-Y-H. Проведенные прецизионные измерения периода решетки, величины упругих

напряжений и интегральной интенсивности позволили также впервые установить, что при выходе водорода из матрицы фазы Pd<sub>3</sub>Y-H в процессе релаксации происходил ее распад с образованием фазы Pd<sub>3</sub>Y (в значительно меньшем количестве), не содержащей водород. После 13.6 тысяч часов релаксации в исследованной фольге впервые установлено существование фазы Pd-Vac, содержащей аномально высокую концентрацию вакансий ( $\cong 5$  ат.%).

Для 50 мкм деформированной фольги сплава Pd - 4.5 ат. % Ru после ее электролитического гидрирования [8] установлен немонотонный ход процесса  $\beta \rightarrow \alpha$  фазового превращения в областях когерентного рассеяния (ОКР) всех ориентировок. Обнаружено, что в процессе  $\beta \rightarrow \alpha$  превращения происходит изменение дефектной структуры фольги и эти изменения носят существенно ориентированный характер и идут на протяжении 700 часов релаксации. Установлено, что  $\beta$ -фаза более дефектна, чем  $\alpha$ -фаза. Также обнаружено, что знаки упругих напряжений в сосуществующих  $\alpha$ - и  $\beta$ - фазах после насыщения образца водородом в процессе релаксации различны, что может привести к уменьшению прочностных характеристик гидрированного сплава данного состава [7].

Изучение 50 мкм отожженной фольги сплава Pd -5.3 ат.% In -0.5 ат.% R и после электролитического гидрирования выявило немонотонные изменения концентрации атомов индия в приповерхностном слое фольги и увеличение диффузионной подвижности атомов индия [8-10]. Показано, что со стороны входа водорода в первые часы релаксации концентрация атомов индия уменьшается, а с противоположной стороны, наоборот, возрастает. Со стороны насыщения перераспределение атомов индия, начиная с 75 часов, идет в одном направлении: из глубины образца к поверхности. С противоположной стороны движение атомов индия на некоторых участках идет вглубь образца, а не к его поверхности. Процесс движения атомов индия к поверхности образца явно замедляется с увеличением времени. На 500 часов релаксации наибольшая концентрация атомов индия наблюдалась на глубине (3-6) мкм с обеих сторон фольги, однако разница его в концентрации в приповерхностном слое (до 3 мкм) и

более глубоком слое (3-6) мкм со стороны входа водорода составляла 0.3 ат%, тогда как с противоположной стороны она была равна 0.5 ат.%In. На 500 часов релаксации концентрация индия как в  $\beta$  - и  $\alpha$  - фазах повышается в глубоких слоях фольги до 6.8 ат.% со стороны входа водорода и 7.8 ат.% с противоположной стороны.

Длительная релаксация (8200 часов) привела к тому, что концентрация атомов индия в приповерхностном слое либо равна его концентрации до гидрирования, либо выше ее. Также установлено, что в матрице сплава появились фазы, имеющие большое количество вакансий, но не содержащих атомов индия. Концентрация вакансий в этих фазах увеличивается с увеличением глубины слоя, а количество таких фаз со стороны входа водорода больше в ОКР(100). С противоположной стороны процесс релаксации идет таким же образом, как и со стороны насыщения, но с большей скоростью.

Таким образом можно заключить, что кинетика структурных превращений в фольгах сплавов на основе палладия после гидрирования в процессе релаксации в нормальных условиях не является монотонной. После гидрогенизации в них возникает система, состоящая из нескольких сосуществующих упруго напряженных кубических фаз, количество и структурные характеристики которых меняются со временем немонотонно. Кроме того показано, что немонотонная структурная эволюция в гидрогенизированных сплавах Pd-Me-H имеет дискретный (прыжковый) характер, связанный с тем, что распределение термодинамического потенциала в обратном пространстве имеет многодолинную структуру [11-12], которая возникает еще в исходном состоянии и оказывается весьма устойчивой. Прыжковый характер наблюдаемых превращений возникает вследствие «перепрыгивания» системы между долгоживущими состояниями, отвечающими локальным минимумам термодинамического потенциала. Прыжки связаны с перемещением водорода, атомов металла и вакансий между областями матрицы и дефектными комплексами. Колебательный характер долговременной нетривиальной релаксации и немонотонных и нерегулярных структурных и фазовых превращений в фольгах сплава на основе палладия после их гидрогенизации связан с тем, что максимумы термодинамической неустойчивости матрицы и дефектных областей разнесены во времени.

Таким образом можно заключить, что диффузионно-кооперативные перемещения атомов компонент сплава, водорода и вакансий между матрицей сплава и дефектными комплексами

представляют собой процессы самоорганизации, которые и приводят к обнаруженным немонотонным и нерегулярным структурным и фазовым изменениям в фольгах сплава на основе палладия. Отсюда вытекает неравновесность водородсодержащих систем, и необходимость использования для их анализа аппарат синергетических представлений.

1. Fukai Y. Formation of Superabundant Vacancies in some Metal Hydrides at high temperatures // J. All. and Comp. 1995. V. 231. P. 35-40.
2. Авдюхина В.М., Анищенко А.А., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Роль вакансий в структурной релаксации сплава Pd-Mo после гидрогенизации // ФТТ. 2004. Т. 46. №2. С. 259-263.
3. Avdyukhina V. M. , Anishchenko A. A. , Katsnel'son A. A. , Lubashevsky I.A., Olemskoi A.I. and Revkevich G.P. Hydrogen-induced nonmonotonic hopping structure evolution in Pd-based alloys // Inter. Journal of Hydrogen Energy, 2006. V. 31. P. 217-222.
4. Авдюхина В.М., Анищенко А.А., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Немонотонный характер релаксационных процессов в гидрогенизированном сплаве Pd-Mo // Перспективные материалы. 2002. № 4. С. 5-17.
5. Авдюхина В.М., Ревкевич Г.П., Назмутдинов А.З., Бурханов Г.С., Рошан Н.Р., Кольчугина Н.Б. Фазовые превращения в сплаве Pd-Y под воздействием водорода // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. 2008. №6. С.1-5.
6. Avdyukhina V.M., Revkevich G.P., Nazmutdinov A.Z., Burkhanov G.S., Roshan N.R., Kol'chugina N.B. Hydrogen-Induced Phase Transformations in Pd-8.3 at. % Y Alloy // J. of Surface Investigation. X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. 2008. V. 2. No. 3. P. 429-432.
7. Авдюхина В. М., Акимова О. В., Левин И.С., Ревкевич Г. П. Влияние релаксации на структурное состояние сплава Pd-Ru-H // Материалы Четвертой Международной Конференции и Шестой Международной Школы для молодых ученых и специалистов «Взаимодействие изотопов водорода с конструкционными материалами» (IHISM'10 и IHISM'10\_Junior) г. Воронеж. 2010. С. 25-29.
8. Авдюхина В.М., Акимова О.В., Левин И.С., Ревкевич Г.П. Влияние гидрирования на перераспределение атомов индия в сплаве Pd-In-Ru в процессе релаксации // Вестник Московского университета. Серия 3. Физика, астрономия. 2011. № 1. С. 33-38.
9. Авдюхина В.М., Акимова О.В., Левин И.С., Ревкевич Г.П. Немонотонное распределение атомов индия в фольгах сплава Pd-In-Ru-H // Металлы. 2011. № 4. С. 50-53. V.M. Avdyukhina, O.V. Akimova, I.S. Levin, G.P. Revkevich // Russian Metallurgy. (Metally). 2011. № 7. P. 646-650.
10. Avdyukhina V. M., Akimova O. V., Levin I. S., and Revkevich G.P. Peculiarities of  $\alpha \rightarrow \beta$  Transformation in the Pd-In-Ru-H System // Journal of Surface Investigation. X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. 2014, V.8. No. 1. P. 40-44.
11. Олемской А.И., Кацнельсон А.А. // Синергетика конденсированной среды УРСС, М., 2003.
12. Авдюхина В.М., Анищенко А.А., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Особенности индуцированной водородом дискретной (прыжковой) эволюции структуры в сплавах Pd-Ta-H и Pd-Mo-H // ФТТ. 2005. 47. № 3. С. 387-394.

## НЕМОНОТОННАЯ СТРУКТУРНАЯ ЭВОЛЮЦИЯ В ФОЛЬГАХ СПЛАВА Pd-In-Ru, ИНДУЦИРОВАННАЯ ВОДОРОДОМ

В.М. Авдюхина<sup>1</sup>, О.В. Акимова<sup>1</sup>, И.С. Левин<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Физический факультет МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; [vmaphys@gmail.com](mailto:vmaphys@gmail.com)

<sup>2</sup> Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия

Извлечение водорода из водородосодержащих газовых смесей посредством диффузии через мембраны из сплавов на основе палладия является в настоящее время единственным перспективным методом получения водорода высокой степени чистоты (99.9999%). Это связано с тем, что палладий и сплавы на его основе обладают уникальной водородопроницаемостью, а в зависимости от способа гидрирования и количества циклов «насыщение - дегазация» могут накапливать водород с большой плотностью на единицу объема. Однако взаимодействие водорода с палладием и сплавами на его основе приводит к нежелательным изменениям атомной структуры. В [1-3] показано, что структурно-фазовые характеристики в сплавах на основе палладия после гидрирования меняются немонотонно в процессе релаксации и могут продолжаться десятки тысяч часов даже тогда, когда в системе практически не остается водорода [4-5]. Это связано, в том числе, и с тем, что при гидрировании в матрицу сплава поступает большое количество вакансий [6-7]. В процессе релаксации в матрице сплава образуются водород-вакансионные дефектные комплексы [8], которые также могут способствовать существенному увеличению коэффициента диффузии компонент сплава. Немонотонное распределение атомов примеси, а также водорода и вакансий в процессе релаксации после гидрирования является фактором, существенно ускоряющим появление водородной деградации в водородосодержащих материалах.

Заранее предсказать характер и степень изменения структурного состояния систем Pd-Me после воздействия на них водорода на данный момент невозможно из-за неполноты теории. Поэтому изучение поведения подобных систем актуально как в фундаментальном аспекте, так и для разработки принципов повышения безопасности использования материалов, содержащих водород. Экспериментальные исследования характера развития структурной эволюции гидрированных сплавов, продолжительности ее протекания, зависимость от исходного состояния системы и условий гидрогенизации позволит значительно расширить представление о характере влияния водорода и вакансий на структуру и свойства этих соединений.

В [9] установлена высокая коррозионная стойкость и водородопроницаемость фольг сплава Pd-5.3ат.%In-0.5ат.%Ru, рабочие характеристики которых превосходят сплавы системы Pd-Ag и B<sub>1</sub>, используемых в настоящее время для получения

водорода в промышленности.

В [10-12] нами проведены рентгендифракционные исследования структурных и фазовых характеристик 50 мкм фольги данного состава в процессе 500 часов релаксации. Было установлено, что концентрация атомов индия в ней повышалась с обеих сторон образца. Так, в слое толщиной до 3 мкм со стороны насыщения она составляла 6.5ат.%, что на 1.2ат.% больше, чем в исходном состоянии, а с противоположной - 6.8ат.%, что на 1.8ат.% больше.

В настоящей работе проведено изучение структурно-фазового состояния фольги сплава Pd-In-Ru-H после длительной релаксации. Проведен анализ формы, нормированной интенсивности и степени размытия дифракционных максимумов 111, 200, 220, 311, 222 и 400 с обеих сторон фольги после ее электролитического наводораживания при плотности тока 10 мА/см<sup>2</sup> в течение 30 минут после 8200 часов хранения образца в нормальных условиях.

Показано, что дифракционные максимумы не описываются в ряде случаев одной кривой, а также имеют различия в форме кривых, полученных от одной области когерентного рассеяния (ОКР) в зависимости от стороны входа водорода в фольгу. Установлено, что, несмотря на длительную релаксацию сплава после гидрирования, исходное состояние фольги полностью не восстановилось, о чем свидетельствовали как размытие дифракционных максимумов основной фазы образца, так и присутствие на дифрактограммах дополнительных пиков, характеризующих появление в фольге дополнительных фаз, концентрация индия в которых существенно отличалась от ее концентрации в основной фазе.

Таблица 1. Концентрация атомов индия на разных глубинах в основной фазе фольги

hkl	Сторона насыщения		Противоположная сторона	
	0-3 мкм	3-6 мкм	0-3 мкм	3-6 мкм
111	6.7	5.0	6.9	3.6
100	5.65	5.1	5.25	4.8

В Табл.1 представлены результаты расчетов концентрации атомов индия в основной фазе после электролитического гидрирования фольги и 8200

часов релаксации Видно, что для стороны насыщения максимальная разница в концентрации атомов индия составляет 1.4ат.%, а для противоположной стороны – 1.9 ат.%.  
В Табл.II представлены результаты расчетов концентрации атомов индия (или вакансий) и их доля в дополнительных фазах после электролитического гидрирования фольги и 8200 часов релаксации.

**Таблица II. Концентрация атомов индия/вакансий (v) в дополнительных фазах**

hkl	$(C \pm 0.2)$ ат. % In	Доля фаз, ( $\pm 0.3$ )%	$(C \pm 0.2)$ ат. % In	Доля фаз, ( $\pm 0.3$ )%
	Сторона насыщения		Сторона, противоположная насыщению	
111	25.8	3.7	20.0	9.7
	13.6 0, $C_v=0.5\%$	4.2 2.5	13.5	2.3
200	0, $C_v=6.3\%$	1.4		
220	12.4	1.6	13.6 9.0 1.8 0, $C_v=0.6\%$	2.5 5.6 18.1 2.1
	4.7 8.0 0, $C_v=0.6\%$	1.7 2.0 2.7	18.1 14.5 0, $C_v=0.9\%$ 0, $C_v=3.9\%$ 0, $C_v=9.8\%$	2.3 1.4 7.2 1.6 1.4
222	17.1 14.3 0.9 0, $C_v=4.2\%$	2.2 3.2 11.2 2.5	15.8 12.9 11.4 8.7 2.5 0.4	1.3 1.5 2.3 8.7 20.7 2.9
	2.4 0, $C_v=1.4\%$ 0, $C_v=5.3\%$	8.0 4.2 3.9	13.8 2.4 0.3 0, $C_v=3.5\%$	2.2 10.0 12.5 4.8

Видно, что в матрице сплава после столь длительной релаксации фольги сплава в нормальных условиях появились фазы, имеющие большое количество одиночных вакансий, но не содержащих атомов индия. Концентрация вакансий в этих фазах увеличивается с увеличением глубины слоя и количество таких фаз со стороны насыщения больше в ОКР(100). Со стороны, противоположной насыщению, процесс релаксации идет таким же образом, как и со стороны насыщения, но с большей скоростью. Количество фаз, обогащенных вакансиями, меньше, чем со стороны насыщения. Их нет в ОКР(111), что совпадает с тем, что наблюдалось для стороны насыщения, и нет среди ОКР(100) в приповерхностном (0-3 мкм) слое. В полном (0-6 мкм) слое среди ОКР(100) фаз с вакансиями в 1.5 раза меньше, чем со стороны насыщения.

Таким образом, можно заключить, что развивающаяся при гидрировании и длительной релаксации неустойчивость фольги сплава Pd-In-Ru к сохранению фазового состава может быть причиной нежелательных механических разрушений при ее эксплуатации.

1. Авдюхина В.М., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Диссипативные структуры и структурные изменения в открытых твердотельных системах Pd-H, Pd-M-H// Поверхность (РСНИ)-1999. №2. С.30-33.
2. В.М. Авдюхина, А.А. Кацнельсон, Г.П. Ревкевич, Хан Ха Сок, А.В. Седлецкий, Анищенко А.А., Сидорчук А.А. Стохастический характер структурной эволюции в насыщенных водородом деформированных сплавах Pd-M (на примере Pd-Ta)// Int. Scien. J. Alter. Energ. Ecolg.2000. V. 1, № 1. P.11-26.
3. Авдюхина В.М., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П., Хан Ха Сок, Седлецкий А.В.Стохастические структурные изменения в насыщенных водородом деформированных сплавах Pd-Ta по рентгенокинетическим данным// Кристаллогр. 2002. Т.47, № 3. С. 406-414.
4. Avdyukhina V.M., Katsnelson A.A., Revkevich, G.P. Structural Changing in Pd and Pd Alloys Saturated with Hydrogen// Platinum Metals Review. 2002. V.46, N4. P 169-176.
5. Авдюхина В.М., Анищенко А.А., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Особенности структурной релаксации сплавов после насыщения водородом //Зав. лаборатория. Диагностика материалов. 2003. Т.69, №9. С.25-34.
6. Авдюхина В.М., Анищенко А.А., Кацнельсон А.А., Ревкевич Г.П. Роль вакансий в структурной релаксации сплавов Pd-Mo после гидрогенизации // ФТТ. 2004. Т. 46, № 2. С.259-265
7. Fukai Y. Formation of Superabundant Vacancies in some Metal Hydrides at high temperatures // J. All. and Comp. 1995. V. 231. P. 35-40.
8. Авдюхина В.М., Кацнельсон А.А., Олемской А.И., Ревкевич Г.П. Немонотонная структурная эволюция в термодинамически открытых системах палладий-металл-водород. Основные особенности и модели// Поверхность (РСНИ). 2002. № 7. С. 34-39.
9. Бурханов Г.С., Горина Н.Б., Кольчугина Н.Б. и др. // Труды II Международного симпозиума по водородной энергетике. Изво МЭИ. М.: 2007. С. 120.
10. Авдюхина В.М., Ревкевич Г.П., Акимова О.В., Левин И.С. // Металлы. 2011. № 4. С. 50. V.M. Avdyukhina, O.V. Akimova, I.S. Levin, G.P. Revkevich // Russian Metallurgy. (Metally). 2011. № 7. P. 646-650.
11. Авдюхина В.М., Ревкевич Г.П., Акимова О.В., Левин И.С. // Вестник Моск. ун-та. Физ. Астрон. 2011. №1. С. 33. V. M. Avdyukhina, O. V. Akimova, I. S. Levin, and G. P. Revkevich // Moscow University Physics Bulletin, 2011. V. 66. No. 1. P. 33-38.
12. Avdyukhina V. M., Akimova O. V., Levin I. S., and Revkevich G.P. Peculiarities of  $\alpha \rightarrow \beta$  Transformation in the Pd-In-Ru-H System // Journal of Surface Investigation. X-ray, Synchrotron and Neutron Techniques. 2014. V.8. No. 1. P. 40-44.

## РАСЧЕТ ВЫСОТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ

Р.Н. Акиншин

Московский Государственный Технический Университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия;  
ruller003@mail.ru

Повышение технических возможностей современных машиностроительных изделий сопровождается ужесточением требований к качеству поверхности деталей, к точности их размеров, формы и взаимного расположения. Для надежного обеспечения заданных параметров качества необходимо знать физическую картину их формирования в процессе обработки.

Поэтому, целью данной работы является установление математической зависимости высотных параметров шероховатости поверхности от условий резания.

В настоящее время существует большое количество параметров, характеризующих качество поверхностного слоя. В данной работе основное внимание уделено параметрам шероховатости поверхности:  $Ra$  - среднее арифметическое отклонение профиля;  $Rz$  - высота неровностей профиля по десяти точкам;  $Rmax$  - наибольшая высота профиля (ГОСТ 2789-73) и нестандартизованный параметр  $Rp$  - высота сглаживания профиля шероховатости. Причины выбора указанных параметров следующие:

- $Ra$  и  $Rz$  являются частью технических требований всех чертежей машиностроительных деталей и подлежат обязательному контролю;
- для данных параметров существуют доступные и надежные средства измерения;
- перечисленные параметры оказывают значительное влияние на эксплуатационные свойства деталей машин: контактную жесткость, износостойкость, усталостную прочность, герметичность, коррозионную стойкость [1];

При лезвийной обработке установлены следующие зависимости, отражающие взаимосвязь высотных параметров шероховатости [1]:

$$Ra \approx 0,2 \cdot Rz, \quad (1)$$

$$Rmax \approx 1,2 \cdot Rz, \quad (2)$$

$$Rp \approx 0,65 \cdot Rz \approx 3,0 \cdot Ra. \quad (3)$$

Таким образом, если известен хотя бы один из рассмотренных параметров, то величину остальных можно ориентировочно определить по формулам (1-3).

Расчет высоты неровностей профиля по десяти точкам  $Rz$  при лезвийной обработке и, в частности при точении, предлагается выполнять по следующей зависимости, отражающей физическую картину формирования микронеровностей поверхности детали [1]:

$$Rz = h_1 + h_2 + h_3 + h_4, \quad (4)$$

где  $h_1$  – составляющая профиля шероховатости, определяемая геометрией и кинематикой перемещения рабочей части инструмента, мкм;

$h_2$  – составляющая профиля шероховатости, вызванная колебаниями инструмента относительно обрабатываемой поверхности, мкм;

$h_3$  – составляющая профиля шероховатости, обусловленная пластическими деформациями в зоне контакта инструмента и заготовки, мкм;

$h_4$  – составляющая профиля шероховатости, определяемая шероховатостью рабочих поверхностей инструмента, мкм.

Отметим, что в настоящее время из геометрических построений однозначно определяется только составляющая профиля шероховатости  $h_1$ , для определения слагаемых  $h_2$  и  $h_3$  общепринятых зависимостей нет. Составляющая  $h_4$  равна высоте неровностей режущей кромки инструмента.

В данной работе параметр  $Rz$  рассчитывается как сумма  $h_1$  и  $h_3$ . Составляющая  $h_4$  не учитывается, поскольку имеет незначительную величину по сравнению с остальными слагаемыми. Величиной  $h_2$  можно пренебречь только при достаточной жесткости технологической системы.

Составляющая  $h_3$  возникает из-за того, что на режущей кромке инструмента имеется радиус, и поэтому часть материала удаляемого припуска при лезвийной обработке не срезается, а пластически деформируется инструментом. Величина этого слоя может быть рассчитана по формуле:

$$b_{сдв} = 0,5 \cdot \rho \cdot [2 \cdot \tau_{сдв} / (\tau_{сдв}^2 + \sigma_T^2)^{0,5} - 1], \quad (5)$$

где  $\rho$  – радиус режущей кромки инструмента, мкм;

$\tau_{сдв}$  – прочность обрабатываемого материала на сдвиг, МПа;

$\sigma_T$  – предел текучести обрабатываемого материала, МПа.

Зная величину пластического отгеснения материала  $b_{сдв}$ , можно определить величину высоты неровностей при лезвийной обработке по схеме, представленной на рис.1.

Для расчета высоты неровностей профиля согласно представленному рисунку автор предлагает математическую модель режущего инструмента, в которой режущие кромки задаются уравнениями прямых и окружностей.

На рис. 1 схематично изображена вершина резца, участвующая в удалении припуска с поверхности заготовки и формировании неровностей обработанной поверхности. Цифрами «1-4» обозначены прямолинейные и радиусные части режущих кромок

инструмента, цифрами «1'-4'» обозначены те же части режущих кромок, но смещенные на величину подачи  $S_0$ . Горизонтальная прямая «5», проведенная на расстоянии  $t$  от вершины пластины, изображает глубину резания. На рисунке также показаны:  $Rz_{геом}$  – составляющая шероховатости  $h_1$ ;  $Rz_{деф}$  – высота неровностей с учетом пластической деформации;  $\gamma$ ,  $\alpha$  – передний и задний углы резца;  $\nu$ ,  $\nu_1$  – главный и вспомогательный углы резца в плане;  $r$  – радиус при вершине резца;  $\nu_y$  – угол наклона условной плоскости сдвига.

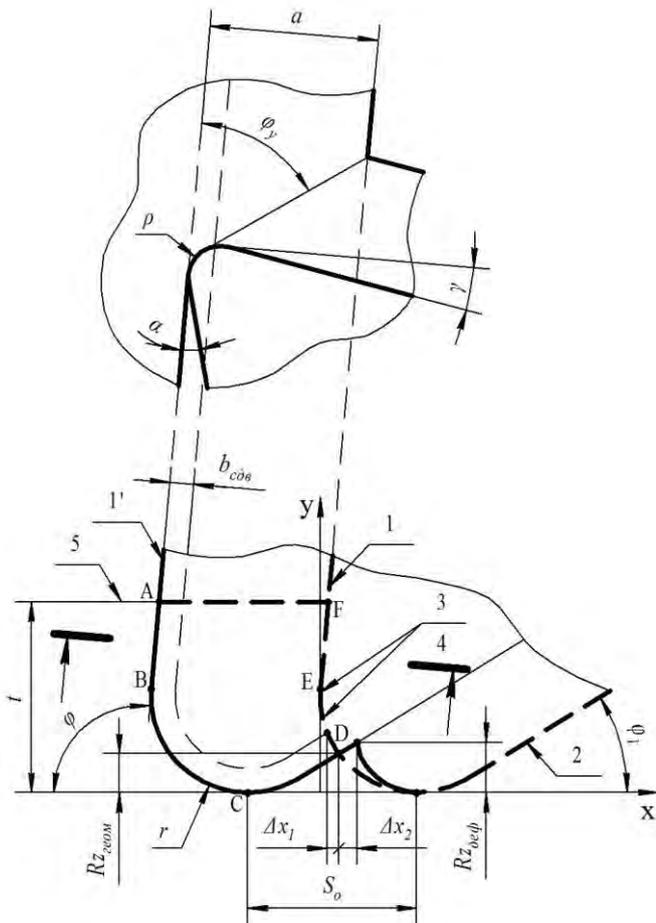


Рис. 1. Схема формирования шероховатости поверхности

Для определения значений перечисленных величин части режущих кромок описываются в системе координат  $x$ - $y$  уравнениями:

$$\begin{aligned} \langle 1 \rangle: y &= k_1 \cdot x + b_1 \\ \langle 2 \rangle: y &= k_2 \cdot x + b_2 \\ \langle 3 \rangle: y &= r + (2 \cdot x \cdot r - x^2)^{0,5} \\ \langle 4 \rangle: y &= r - (2 \cdot x \cdot r - x^2)^{0,5} \\ \langle 5 \rangle: y &= t \\ \langle 1' \rangle: y &= k_1 \cdot (x + S_0) + b_1 \\ \langle 2' \rangle: y &= k_2 \cdot (x + S_0) + b_2 \\ \langle 3' \rangle: y &= r + (2 \cdot (x + S_0) \cdot r - (x + S_0)^2)^{0,5} \\ \langle 4' \rangle: y &= r - (2 \cdot (x + S_0) \cdot r - (x + S_0)^2)^{0,5} \end{aligned}$$

Решение несложных математических уравнений позволяет вычислить координаты характерных точек и, соответственно, требуемое значение  $Rz_{деф}$ . Кроме того представленная схема режущего инструмента (рис. 1) дает возможность более точно

определять толщину  $a$  и ширину  $b$  срезаемого слоя. На основе принятых в теории резания [2-6] понятий фигура ABCDEF представляет собой сечение срезаемого слоя, ширина срезаемого слоя  $b$  равна длине линии ABC, а толщина срезаемого слоя  $a$  равна отношению площади срезаемого слоя (площади фигуры ABCDEF) к ширине срезаемого слоя  $b$  (длине линии ABC).

Поскольку условия пластической деформации при резании значительно отличаются от условий при статических испытаниях материала на прочность (высокие температура и скорость деформации), предлагается в формуле (5) для расчета величины пластического отнесения материала использовать вместо величин  $\tau_{сдв}$  и  $\sigma_t$  средние значения касательных и нормальных напряжений в условной плоскости сдвига.

На основе схемы стружкообразования с одной плоскостью сдвига касательные напряжения в условной плоскости сдвига рассчитываются следующим образом [2, 4-6]:

$$\tau = P_z / [a \cdot b \cdot (\text{ctg } \nu_y + \text{tg } (\nu_y + \eta - \gamma))], \quad (6)$$

где  $P_z$  – тангенциальная составляющая силы резания, Н;

$\eta$  – средний угол трения на передней поверхности инструмента.

Нормальные напряжения в условной плоскости сдвига:

$$\sigma = [\tau \cdot f - 0,5 \cdot \sin(2 \cdot (\nu_y - \gamma)) \cdot (1 - f \cdot \text{tg}(\nu_y - \gamma))] / [\cos^2(\nu_y - \gamma) \cdot (1 - f \cdot \text{tg}(\nu_y - \gamma))], \quad (7)$$

где  $f$  – средний коэффициент трения на передней поверхности инструмента.

$$f = \text{tg } \eta. \quad (8)$$

Для определения среднего коэффициента трения в работе [5] приведена следующая зависимость, полученная на основе гипотезы о минимуме мощности стружкообразования:

$$f = 1 - \text{tg } (\nu_y - \gamma). \quad (9)$$

Для сталей при расчете угла наклона условной плоскости сдвига можно воспользоваться формулой [3]:

$$\nu_y = \pi/2 - \arctg[ (0,237 \cdot (\eta_0 \cdot E_1 \cdot b/a)^{0,25} / v^{0,355} + \cos \gamma - \sin \gamma) / (\cos \gamma + \sin \gamma)], \quad (10)$$

где  $\eta_0$  – упругая постоянная;  
 $v$  – скорость резания, м/мин.

$$\eta_0 = (1 - \mu_1^2) / E_1 + (1 - \mu_2^2) / E_2, \quad (11)$$

где  $\mu_1$ ,  $\mu_2$  – коэффициенты Пуассона обрабатываемого и инструментального материалов;

$E_1$ ,  $E_2$  – модули упругости обрабатываемого и инструментального материалов, МПа.

Из формул (6, 7) следует, что для расчета напряжений в зоне резания необходимо значение тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$ . В настоящее время, по мнению автора, не существует теоретических зависимостей, позволяющих с доста-

точной точностью априорно определять силу резания. Поэтому предлагается составляющую силы резания  $P_z$  вычислять по эмпирическим формулам вида:

$$P_z = C_p \cdot t^x \cdot S_o^y \cdot v^n, \quad (12)$$

где  $C_p$ ,  $x$ ,  $y$ ,  $n$  – постоянные для конкретных условий обработки.

Зависимость (12) необходимо получать экспериментальным путем для конкретного обрабатываемого материала и условий обработки или использовать справочные данные, например [7, 8].

На рис. 2 представлен пример расчета параметра  $Rz$  в виде графика зависимости от скорости резания

при постоянных глубине резания ( $t = 0,5$  мм) и подаче на оборот ( $S_o = 0,1$  мм/об) для точения стали 07X16H6. График построен на основе значений, вычисленных в программе Microsoft Office Excel по рассмотренной методике. Расчет тангенциальной составляющей силы резания  $P_z$  выполнен по эмпирической зависимости [7]. Для расчета приняты следующие геометрические параметры реза:  $r = 0,40$  мм;  $\nu = 95^\circ$ ;  $\nu_1 = 5^\circ$ ;  $\gamma = 7^\circ$ ;  $\alpha = 6^\circ$ ;  $\lambda = 6^\circ$ ;  $\rho = 40$  мкм, соответствующие режущему инструменту фирмы Iscar (державка DWLNL 2020K-08W, пластина WNMG 080404-PP (IC907)).

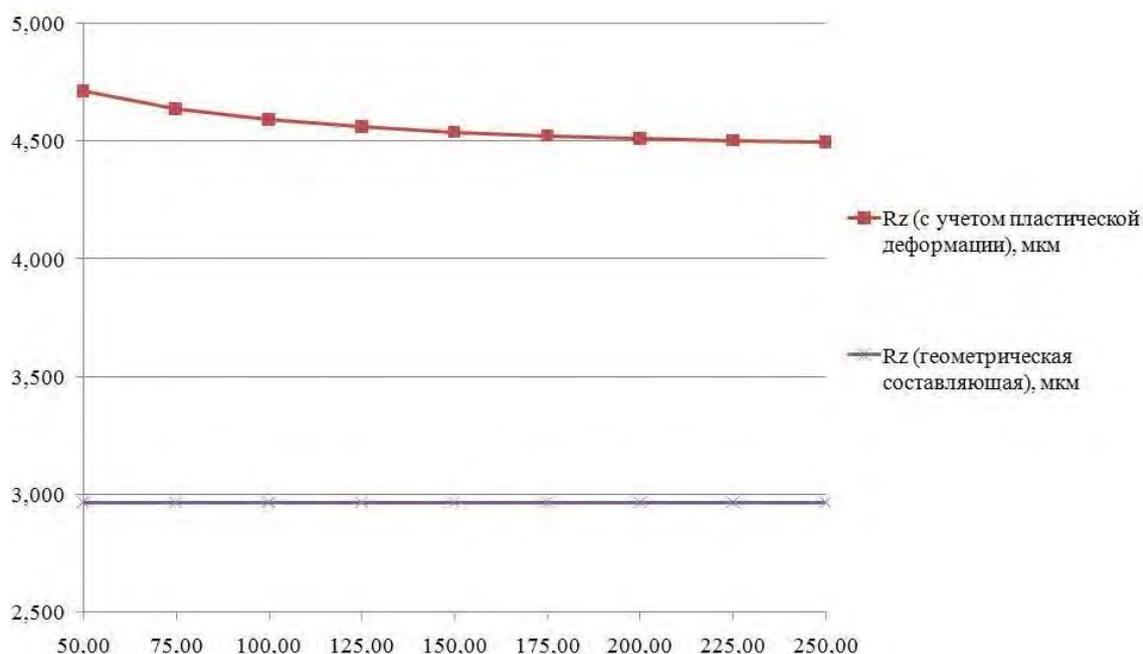


Рис. 2. График зависимости параметра шероховатости  $Rz$  от скорости резания

Полученный график (рис. 2) хорошо согласуется с общепринятым характером изменения высоты неровностей при варьировании режимов резания. Разумеется, представленные зависимости требуют уточнения и экспериментальной проверки.

Таким образом, в данной работе представлены теоретические зависимости, позволяющие для заданных режима резания и геометрии инструмента определять высотные параметры шероховатости обработанной поверхности при точении. Полученные зависимости могут быть использованы при оптимизации условий обработки, когда параметры шероховатости поверхности являются критериями оптимизации или ограничивающими факторами.

1. Сулов А.Г., Безьязычный В.Ф., Панфилов Ю.В. и др. Инженерия поверхности деталей / под ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2008. 320 с.

2. Васин С.А., Верещака А.С., Кушнер В.С. Резание материалов. Термомеханический подход к системе взаимосвязей при резании: учебник для техн. вузов. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2001. 448 с.

3. Грубый С.В. Разработка методологии управления режимными параметрами и процессом изнашивания инструментов как основы повышения эффективности лезвийной обработки: дис. ... д-ра техн. наук. М., 2004. 535 с.

4. Рыжкин А.А., Шучев К.Г., Климов М.М. Обработка материалов резанием: учебное пособие. Ростов н/Д: Феникс, 2008. 411 с.

5. Солоненко В.Г., Рыжкин А.А. Резание металлов и режущие инструменты: учебное пособие для вузов. – М.: Высш. шк., 2007. 413 с.

6. Ящерицын П.И., Фельдштейн Е.Э., Корниевич М.А. Теория резания: учебник. Мн.: Новое знание, 2006. 512 с.

7. Гуревич Я.Л., Горохов М.В., Захаров В.И. и др. Режимы резания труднообрабатываемых материалов: справочник. М.: Машиностроение, 1986. 240 с.

8. Справочник технолога-машиностроителя. В 2-х т. Т. 2 / Под ред. А.М. Дальского, А.Г. Косиловой, Р.К. Мещерякова, А.Г. Сулова. М.: Машиностроение-1, 2001. 944 с.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗОПОДОБНЫХ ПОКРЫТИЙ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ В ШАРНИРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ УЗЛОВ МАШИН.

А.Ю. Албагачиев<sup>1</sup>, Д.А. Токарев<sup>1</sup>, Н.С. Седых<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия; [tdan-dreevich@gmail.com](mailto:tdan-dreevich@gmail.com)

<sup>2</sup>ООО «Новые плазменные технологии», Москва, Россия

### Цель

Одним из способов повышения надежности и увеличения срока службы узлов машин является модификация поверхностного слоя нанесением покрытий. Благодаря покрытиям может снижаться коэффициент трения рабочих поверхностей, увеличиваться твердость. Настоящее исследование направлено на получение и анализ трибологических и адгезионных характеристик различных видов алмазоподобных покрытий, которые являются перспективными для нанесения на прецизионные и высокоточные узлы машин с целью снижения коэффициента трения.

### Экспериментальные методики

Проводилось исследование трех образцов алмазоподобного покрытия, полученных с помощью трех различных технологий. Образец №1 получен с помощью нанесения на подложку углеродного покрытия методами вакуумного дугового испарения с плоским углеродным прямоточным катодом. Образец №2 получен с использованием физического вакуумного дугового осаждения из пара с добавлением в вакуумную камеру реакционного газа ацетилен. Образец №3 получен при помощи методов вакуумного электродугового осаждения с цилиндрическим вращающимся катодом с лазерным поджигом дуги и с сепарацией плазменного потока [1].

Исследования проводились при помощи микро скретч тестера MST (CSM Instruments SA) на базе открытой платформы OPX с диапазоном испытательных нагрузок 0,03 – 30 Н и макро скретч тестер Revetest (CSM Instruments SA) с диапазоном испытательных нагрузок 1 – 200 Н.

Измерение проводилось согласно методике склерометрических испытаний (скретч тестирование) для оценки адгезионных свойств покрытия [2, 3].

Параметры испытания были следующими:

- схема приложения нагрузки: прогрессивная (линейно возрастающая нагрузка);
- нагрузка: от 0,03 до 31 Н;
- число измерений – 3;
- скорость приложения нагрузки: 6 Н/мин;
- длина царапины: 5 мм;
- индентор: алмазный индентор типа «Роквелл С», радиус закругления - 200 мкм.

### Результаты и их обсуждение

В качестве подложки для образцов был использован карбид кремния и кремний. Образцы из карбида кремния имели цилиндрическую форму. Образец из кремния имел форму листа толщиной 1 мм и отполирован с одной стороны. В результате исследования образца № 1 были получены результаты, приведенные в табл. 1, изображение царапины на образце расположено на рис. 1.

Таблица 1. Результаты испытания образца №1

№ п/п	Характеристика	№ испытания			Среднее
		1	2	3	
1	Критическая нагрузка (адгезионная прочность) $P_c$ , Н	26	20,6	19,8	22,1
2	Коэффициент трения $\mu_c$ (перед началом разрушения)	0,16	0,13	0,13	0,14
3	Критическая глубина проникновения $P_d$ , мкм	7,9	5,2	8,5	7,2
4	Ширина царапины в точке критической нагрузки $t_c$ , мкм	83	70	69	74



Рис. 1. Характерный вид царапины, полученной в результате скретч тестирования образца шибера с покрытием при нагрузке от 0,03 до 30 Н

Адгезионная прочность - это удельное усилие разрушения адгезионного контакта. Критическая глубина проникновения – глубина проникновения контртела в материал покрытия по достижении которой начинается разрушение покрытия.

Результаты испытаний образца №2 и характерный вид царапины расположены в табл. 2 и рис. 2 соответственно.

Таблица 2. Результаты испытания образца №2

№ п/п	Характеристика	№ испытания			Среднее
		1	2	3	
1	Критическая нагрузка (адгезионная прочность) $P_c$ , Н	61	73	64	66
2	Коэффициент трения $\mu_c$ (перед началом разрушения)	0,11	0,16	0,14	0,14
3	Критическая глубина проникновения $P_d$ с, мкм	5,6	6,9	5,3	5,9
4	Ширина царапины в точке критической нагрузки $t_c$ , мкм	79	70	80	76

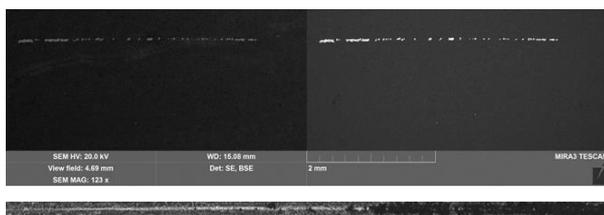


Рис. 2. Характерный вид царапины, полученной в результате скретч тестирования образца №2 с покрытием при нагрузке от 1 до 31 Н

Результаты испытаний образца №3 и характерный вид царапины расположены в табл. 3 и рис. 3 соответственно.

Таблица 3. Результаты испытания образца №3

№ п/п	Характеристика	№ испытания			Среднее
		1	2	3	
1	Критическая нагрузка (адгезионная прочность) $P_c$ , Н	12,2	10,1	11	11,1
2	Коэффициент трения $\mu_c$ (перед началом разрушения)	0,12	0,11	0,12	0,12
3	Ширина царапины в точке критической нагрузки $t_c$ , мкм	44	37	42	41

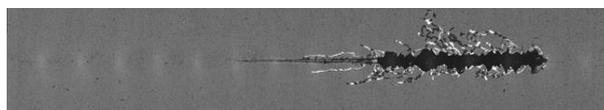


Рис. 1. Характерный вид царапины, полученной в результате скретч тестирования образца №2 с покрытием

В результате были получены значения средней адгезионной прочности для образцов 1, 2 и 3 - 22,1, 66 и 11,1 соответственно. Низкий результат для третьего образца объясняется использованием в качестве подложки чистого полированного кремния. Можно предположить, что при увеличении нагрузки происходило продавливание материала покрытия и растрескивание под ним материала подложки. Материал карбид кремния является более твердым материалом по сравнению с чистым кремнием.

Средние значения коэффициента трения для пары трения покрытие – алмаз следующие – 0,14, 0,14, 0,12 для 1, 2 и 3 образцов соответственно. Значения коэффициентов трения не зависят от материала подложки, что подтверждается полученными результатами – кардинальных различий в значениях нет.

### Заключение

В ходе работы были получены значения адгезионной прочности и коэффициентов трения трех видов покрытий, отличающихся принципиально методами и технологией нанесения. Таким образом, можно сделать вывод о том, что, как и предполагалось, алмазоподобные покрытия имеют низкий коэффициент трения и высокую адгезионную прочность, что делает их применение в узлах трения машин перспективным. В дальнейшем планируется провести ряд аналогичных исследований, направленных на рассмотрение других пар трения, например, алмазоподобное покрытие (АПП) – TiN, АПП – WC, АПП – сталь.

Также путем отработки существующих технологий можно стремиться к получению покрытий с коэффициентом трения порядка 0,007-0,04 [4].

1. Башков В.М., Беляева А.О., Токарев Д.А., Седых Н.С. Исследование физико-химических параметров алмазоподобных покрытий, полученных методами электродугового физического осаждения с сепарацией плазмы // Нанотехнология. 2013. № 11 (29). С. 35-38.
2. Standard Test Method for Adhesion Strength and Mechanical Failure Modes of Ceramic Coatings by Quantitative Single Point Scratch Testing. ASTM C 1624-05 // National Standard
3. Standard Test Method for Evaluation of Scratch Resistance of Polymeric Coatings and Plastics Using an Instrumented Scratch Machine. ASTM D7027 // National Standard
4. Alfred Grill. Diamond-like carbon: state of the art // Diamond and Related Materials. 1999. V.8. P.428-434

## ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА НАПОРНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДИНАМИЧЕСКИХ УПЛОТНЕНИЙ

А.Ю. Албагачиев, А.П. Кушнир

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия  
is5mgupi@yandex.ru

Для герметизации опор качения шпиндельных узлов металлорежущих станков наиболее широко используют бесконтактные лабиринтные уплотнения. Уплотнения этого типа относятся к динамическим, потому что их основные параметры (перепад давлений, развиваемый уплотнением и утечка) существенным образом зависят от частоты вращения шпинделя. На рис.1 приведена схема установки лабиринтного динамического уплотнения, содержащего вращающийся диск 1, установленный на шпинделе 2 и невращающийся диск 3, связанный с корпусом 4.

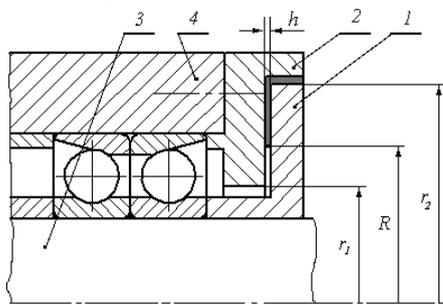


Рис.1. Схема установки лабиринтного динамического уплотнения

При нормальной работе в жидких средах (защита опор качения от смазочно-охлаждающих составов и т.п.) радиус зеркала жидкости  $R$  устанавливается между внешним радиусом  $r_2$  и внутренним радиусом  $r_1$  уплотнения. Положение зеркала жидкости  $R$  зависит от соотношения внешнего перепада давления, приложенного к уплотнению и динамического напора, развиваемого самим уплотнением. Величина перепада давления, развиваемого уплотнением согласно данным [1] определяется следующей зависимостью

$$\Delta p = \rho \omega^2 (r_2^2 - r_1^2) / 2, \quad (1)$$

где  $\Delta p$  - перепад давления, развиваемый уплотнением;  $\rho$  - плотность герметизируемой среды;  $\omega$  - угловая скорость шпинделя;  $r_2$  - наружный радиус уплотнения;  $r_1$  - внутренний радиус уплотнения.

Как следует из формулы (1) перепады давления, развиваемые уплотнением (а, следовательно, и герметичность) увеличиваются с ростом угловой скорости вращения шпинделя, протяженности зазоров в радиальном направлении и не зависят от величины аксиального зазора  $h$ .

Следует также отметить, что приведенная формула (1) неверна по двум причинам. Во-первых, при выводе этой формулы принято ошибочное допущение о том, что герметизируемая среда

вращается в зазоре уплотнения с частотой вращения шпинделя. Во-вторых, развиваемый перепад давления, как следует из выражения (1), не зависит от величины аксиального зазора  $h$ .

Для получения уточненных значений выделим элементарный объем герметизируемой среды (воздуха, смазочно-охлаждающего состава и т.д.) в щели уплотнения. Так как герметизируемая среда вращается в зазорах между дисками лабиринта, то на элементарный объем в установившемся режиме будут действовать центробежные силы инерции

$$dF = (\beta \omega)^2 r^{-1} dm, \quad (2)$$

где  $dF$  - центробежная сила;  $\beta$  - коэффициент закрутки потока (отношение угловых скоростей герметизируемой среды и шпинделя);  $dm$  - масса выделенного элементарного объема.

В результате интегрирования уравнения (2) получаем после ряда преобразований следующую зависимость

$$\Delta p = \rho \beta^2 \omega^2 (r_2^2 - r_1^2) / 2, \quad (3)$$

Согласно опытным данным, полученных Седачем В.С., коэффициент закрутки потока  $\beta$  приблизительно равен 0,4...0,5. Таким образом, выражение (1) завышает перепад давления на уплотнении в установившемся режиме более чем в 5...6 раз. Это объясняется тем, что выражение (1) было получено при условии равенства угловых скоростей вращения вала и герметизируемой среды (жидкости или газа). Однако, скорости вращения герметизируемой среды в зазоре уплотнения не могут совпадать с угловой скоростью вращения вала вследствие трения о неподвижные части уплотнения.

Для определения теоретического уточненного значения коэффициента закрутки потока воспользуемся схемой течения Шульца-Грунова

- для течения герметизируемой среды вблизи вращающейся поверхности:

$$\begin{aligned} u &= \omega r \{1 - (1 - \beta)[1 - (1 - z / \delta)^2]\} \\ v &= v_0 [1 - (2z / \delta - 1)^2]; \end{aligned} \quad (4)$$

- для течения герметизируемой среды вблизи невращающейся поверхности:

$$\begin{aligned} u &= \beta \omega r [1 - (1 - x / \delta)^2]; \\ v &= v_0 [1 - (2x / \delta - 1)^2]; \quad x = h - z, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $u$  - окружная составляющая скорости герметизируемой среды;  $z$  - осевая координата;  $\delta$  - толщина пограничного слоя;  $v$  - радиальная составляющая скорости герметизируемой среды;

$v_0$  – максимальная радиальная составляющая скорости герметизируемой среды.

Полагая, что толщина пограничного слоя не зависит от радиуса, из (4) и (5) следуют выражения для касательных напряжений на вращающихся поверхностях

$$\begin{aligned} \tau_u &= \mu \frac{\delta u}{\delta z} = -2(1-\beta)\mu\omega r / \delta; \\ \tau_r &= \mu \left( \frac{\delta v}{\delta z} \right) = 4\mu v_0 / \delta, \end{aligned} \quad (6)$$

где  $\tau_u$ ,  $\tau_r$  – окружная и радиальная составляющие касательных напряжений;  $\mu$  – динамический коэффициент вязкости.

Аналогично рассчитываются касательные напряжения на невращающихся поверхностях. Далее на основе уравнения импульсов с учетом (4)...(6) определяем осредненные значения толщин пограничных слоев и из условия равенства моментов на поверхностях уплотнительного устройства получаем искомую зависимость для коэффициента закрутки потока

$$\beta = (0,5 + 2b/r_2) / (1 + 2h/r_2 + 4b/r_2) \quad (7)$$

Следует отметить, что область применения полученного уравнения (7) соответствует течению среды с разделяющимися пограничными слоями. При очень малых зазорах происходит слияние пограничных слоев на диске и корпусе, вследствие чего эпюра окружных скоростей становится линейной, рис.2.

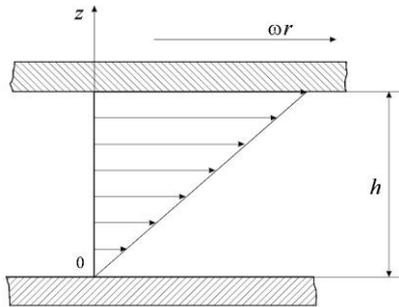


Рис.2. Схема течения герметизируемой среды со слившимися пограничными слоями

Интегрирование выражения (2) в этом случае приводит к теоретическому результату, полученному А.И.Голубевым

$$\Delta p = 0,15\rho\omega^2(r_2^2 - r_1^2), \quad (8)$$

откуда следует, что коэффициент закрутки потока при слившихся пограничных слоях стремится к теоретическому значению  $\beta = 0,548$ .

Сравнение характеристик наиболее удобно проводить в безразмерной форме. Поэтому воспользуемся  $\pi$ -теоремой для получения искомого безразмерного критерия напорной характеристики уплотнения. С учетом единиц измерения основных параметров, описывающих рабочий процесс герметизации (утечка, угловая скорость, линейный размер, плотность среды, динамическая вязкость, момент сопротивления, энергия едини-

цы массы) можно получить искомое безразмерное соотношения в виде:

$$\pi = \frac{gH}{\omega^2 r^2}, \quad (9)$$

где  $g$  – ускорение свободного падения;  $H$  – напор, развиваемый уплотнением.

С учетом соотношений (3) и (9) получаем выражение для коэффициента давления

$$Cp = \beta^2 \quad (10)$$

Таким образом, для слившихся пограничных слоев:

$$Cp = 0,3 \quad (11)$$

Для разделяющихся пограничных слоев:

$$Cp = [(0,5 + 2b/r_2) / (1 + 2h/r_2 + 4b/r_2)]^2 \quad (12)$$

Сравнение выражений (11) и (12) показывает, что коэффициенты давления для разделяющихся пограничных слоев имеет в пределе максимальное значение  $Cp = 0,25$ , что ниже, чем в случае слившихся пограничных слоев ( $Cp = 0,3$ ). Очевидно, что между этими двумя режимами должна существовать переходная зона, в которой процессы линейного распределения скоростей имеют место наравне с процессами, определенными квазитвердым вращением ядра потока, рис.3

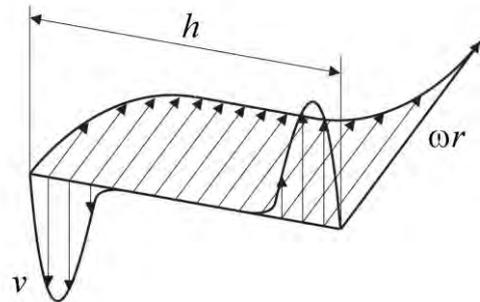


Рис.3. Схема течения герметизируемой среды с разделяющимися пограничными слоями

Таким образом, в зависимости от величины зазора в уплотнении можно выделить три основных зоны, рис.4

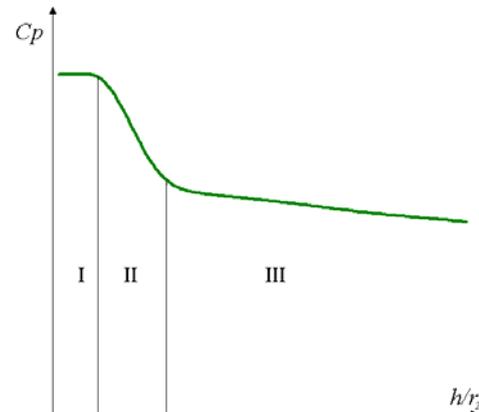


Рис.4. Зависимость коэффициента давления от относительного осевого зазора

Первая зона (I) соответствует области работы уплотнения при слившихся пограничных слоях. При этом профиль окружных скоростей течения герметизируемой среды является линейным в пределах от нуля (вблизи невращающегося диска) до максимума (окружной скорости вращающегося диска). Перепад давлений, развиваемый уплотнением, является максимальным.

III зона наблюдается при достаточно больших зазорах между вращающимся и неподвижным дисками. Профиль течения соответствует схеме Шульц-Грунова. В этом случае герметизируемая среда вращается в зазоре как квазитвердое тело со скоростью примерно вдвое меньшей скорости вращения диска уплотнения. С увеличением зазора перепад давлений, развиваемый уплотнением, снижается, что объясняется подтормаживающим эффектом невращающихся деталей. В этой зоне герметичность минимальна.

II зона является переходной между рассмотренными I и III зонами. В ней обеспечивается средний напор уплотнения.

#### **Выводы:**

1. Теоретически показано, что перепад давления, развиваемый динамическим уплотнением существенным образом зависит от величины аксиального зазора в уплотнении.
2. Показано, что в зависимости от величины аксиального зазора в уплотнении существует несколько режимов течения герметизируемой среды, влияющих на величину утечки.

1. Комиссар А.Г. Уплотнительные устройства опор качения. – М.: Машиностроение, 1980. –192 с.
2. Дорфман Л.А. Гидродинамическое сопротивление и теплоотдача вращающихся тел. М.: ГИФМЛ, 1960. –260 с.

## ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОГРЕШНОСТЕЙ НА НАПОРНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДИНАМИЧЕСКИХ УПЛОТНЕНИЙ

А.Ю. Албагачиев, А.П. Кушнир

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия  
is5mgupi@yandex.ru

Существенное значение для достижения требуемой точности замыкающих звеньев имеют технологические погрешности изготовления и установки деталей сборки [1]. Как правило, эти погрешности влияют также на показатели назначения, технологичности и надежности всего сборочного узла. К числу таких показателей, входящих в состав технических требований к сборке, относится герметичность узла [2]. Особенно актуален этот показатель для бесконтактных лабиринтных уплотнений, которые наиболее широко используют для герметизации опор качения шпиндельных узлов металлорежущих станков. Это связано с тем, что от качества работы уплотнений шпиндельных узлов зависят такие важнейшие параметры станка в целом, как точность, жесткость, виброустойчивость и долговечность [3, 4]. При этом следует отметить, что, несмотря на важность, данный вопрос для бесконтактных уплотнений практически не исследован.

К числу возможных технологических погрешностей изготовления и установки деталей, способных оказывать влияние на работоспособность лабиринтных уплотнений следует отнести радиальные и осевые биения вращающихся дисков, неперпендикулярность установки невращающихся деталей, шероховатость поверхностей и другие показатели.

Рассмотрим более подробно особенности установки бесконтактных лабиринтных уплотнений, которые наиболее широко используют для герметизации опор качения шпиндельных узлов металлорежущих станков [3, 5].

Экспериментальные исследования, проведенные в МГУПИ, показали существенное влияние погрешности установки как вращающихся, так и невращающихся деталей уплотнения в частности на перепад давлений, развиваемый уплотнением. Эксперименты проводились в широком диапазоне изменения величин осевого биения вращающегося диска, неперпендикулярности установки невращающегося диска, осевого зазора между дисками, радиальных размеров уплотнения, частот вращения шпинделя и других параметров. Результаты экспериментальных исследований приведены на рис.1...4.

Графики показывают, что при практическом отсутствии погрешностей установки деталей уплотнения максимальное значение коэффициента напора близко к теоретическому значению ( $C_p = 0,3$ ). Далее при увеличении аксиального

зазора напор, развиваемый уплотнением снижается, вначале резко, потом более плавно. Это объясняется переходом от режима слившихся пограничных слоёв к режиму с разделяющимися слоями.

Наличие зоны с плавным уменьшением напора объясняется подтормаживающим действием невращающихся деталей, что полностью согласуется с полученными в МГУПИ теоретическими соотношениями.

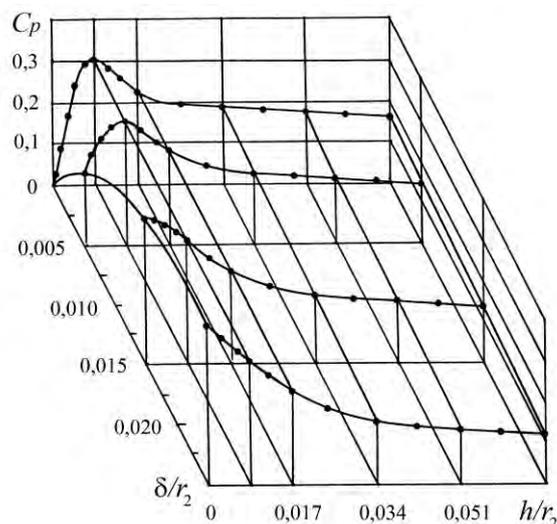


Рис.1. Зависимость коэффициента давления от относительного осевого зазора и биения вращающегося диска

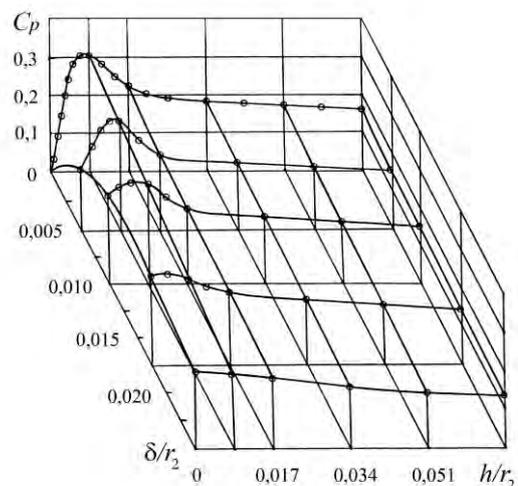


Рис.2. Зависимость коэффициента давления от относительного осевого зазора и неперпендикулярности установки невращающегося диска

Вместе с тем, выявилось некоторое расхождение экспериментальных данных по сравнению с теорией. В области малых зазоров было обнаружено существование второго переходного процесса, при котором уменьшение аксиального зазора между вращающимися и неподвижными дисками приводит к уменьшению напора уплотнения. Этот факт можно объяснить вязкоупругими свойствами воздуха, проявляющимися при малых зазорах при вращении шпинделя.

Эксперименты проводились при наличии разных технологических погрешностей изготовления и установки деталей, в том числе при наличии волнистости (неплоскостности) поверхностей, эксцентриситета установки деталей уплотнения, а также других комбинаций технологических погрешностей. Качественно полученные характеристики имеют такой же вид, как на рис.1, 2. В частности были проведены исследования влияния биения вращающегося диска в сочетании с неперпендикулярностью установки невращающегося диска. В качестве примера на рис.3 показаны результаты эксперимента при одинаковых значениях биения вращающегося диска и неперпендикулярности установки невращающегося диска.

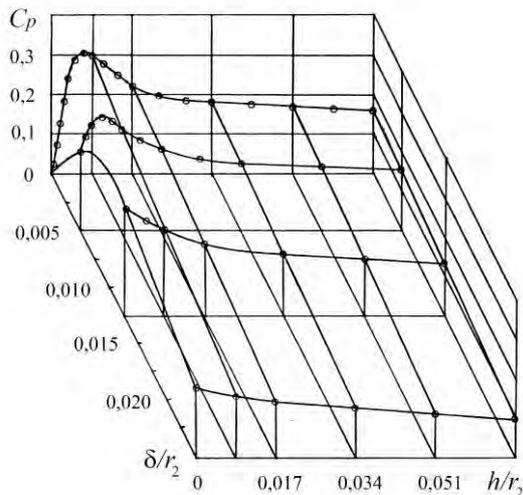


Рис.3. Зависимость коэффициента давления от относительного осевого зазора при наличии биения вращающегося диска и неперпендикулярности установки невращающегося диска

Эксперименты позволили выявить еще один неожиданный результат. При наличии неперпендикулярности установки невращающегося диска и волнистости вращающегося диска в уплотнении обнаружился центростремительный эффект. В «нормальном» режиме уплотнение работает как центробежный дисковый насос с положительным градиентом давления вдоль ра-

диуса уплотнения, создавая противодействие напору внешней среды. При отрицательном градиенте давления уплотнение, наоборот, будет всасывать внешнюю среду внутрь герметизируемого узла, что является недопустимым. Этот эффект наблюдался ранее и другими исследователями, в частности А.И.Голубевым, однако его данные о том, что эффект связан с эксцентриситетом установки диска проведенными экспериментами не подтвердились.

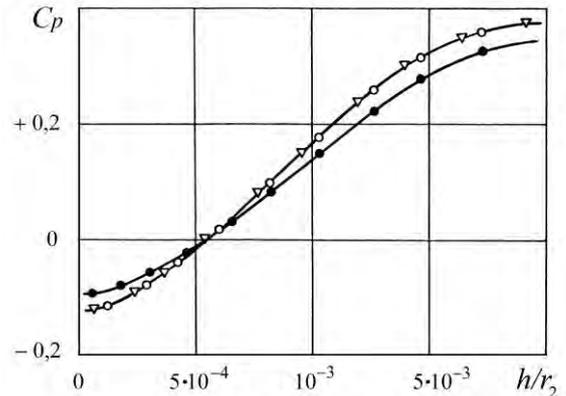


Рис.4. Зависимость коэффициента давления от относительного осевого зазора при неперпендикулярности установки невращающегося диска и волнистости вращающегося диска

Проведенные исследования позволили выявить, таким образом, наличие оптимальных областей работы уплотнения в зависимости от соотношений осевых зазоров и погрешностей установки дисков.

1. Проектирование технологии / И.М. Баранчукова, А.А.Гусев, Ю.Б.Крамаренко и др. / под ред. Ю.М.Соломенцева – М.: Высшая Школа. 1999. 416с.
2. Справочник технолога-машиностроителя: В 2 т: т. 2 (под ред. Дальского А.М., Косиловой А.Г., Мещерякова Р.К. и др.). М.: Машиностроение, изд. 5-е, испр., 2003 г. 912 с.
3. Лизогуб В.А., Кушнир А.П. Современные уплотнительные устройства высокоскоростных шпиндельных узлов металлорежущих станков. М.: ВНИИТЭМР, 1985. 44 с.
4. Кушнир А.П. Долговечность шпиндельных узлов на опорах качения по критерию точность вращения в условиях абразивного износа. // Фундаментальные проблемы и современные технологии в машиностроении. Сб. трудов Международной научно-практической конференции. М.: Машиностроение, 2010 г. с. 120-123
5. Албагачиев А.Ю., Кушнир А.П. Влияние параметров сборки бесконтактных уплотнительных устройств на герметичность шпиндельных узлов // Сборка в машиностроении, приборостроении, 2011, №4, с. 15-19.
6. Уплотнения и уплотнительная техника. / Л.А.Кондаков, А.И.Голубев, В.Б.Овандер и др. М.: Машиностроение, 1986. - 464 с., ил.

## УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА СВЕРЛЕНИЯ ТРУДНОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ

А.Ю. Албагачиев, А.В. Михеев

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия

Вибрации всегда сопровождают любой процесс резания и являются негативным фактором. Основные характеристики вибраций, частота и амплитуда, зависящие от жесткости, массы и демпфирования технологической системы резания, также являются функциями режимов резания и свойств обрабатываемого материала.

Низкочастотные колебания оказывают большее воздействие на точность обработки, уменьшают период стойкости инструмента, а также влияют на работоспособность узлов оборудования. Частота таких вибраций близка к частоте собственных колебаний технической системы.

Возникновение низкочастотных колебаний происходит следующим образом. Режущая кромка, будучи выведена из состояния равновесия, начинает совершать движения по эллипсу (рис.1).

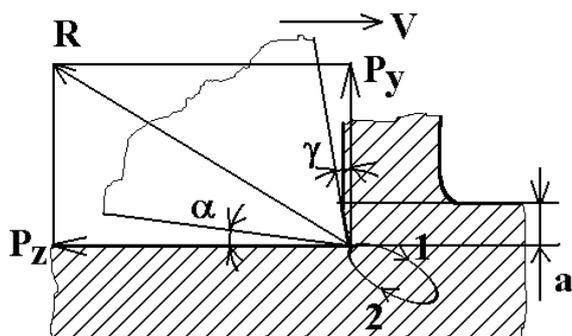


Рис. 1. Траектория движения вершины инструмента при автоколебаниях

При движении в сторону действия силы резания (участок 2) толщина среза, а следовательно, и сила резания больше, чем при движении навстречу силе резания (участок 1). Возникает неоднозначность изменения силы резания по перемещению, т.е. сила резания как бы подталкивает систему в такт колебаниям, что приводит к нарастанию их интенсивности до величины, соответствующей состоянию энергетического равновесия и устанавливается режима автоколебаний.

Если изменение силы резания запаздывает относительно изменения толщины срезаемого слоя, возможны автоколебания в упругой системе даже с одной степенью свободы. Для этого случая упругая система содержит лишь одну степень свободы, режущая кромка сверла перемещается по нормали к поверхности резания – возникают осевые колебания сверла (Рис.2).

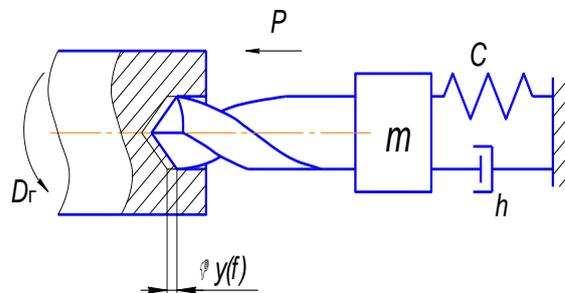


Рис. 2. Одномассовая динамическая модель процесса сверления:  $m$  – приведённая масса;  $C$  – жесткость сверлильной головки в осевом направлении;  $h$  – коэффициент демпфирования.

Колебательная система на рисунке 2 описывается уравнением:

$$m\ddot{y} + h\dot{y} + Cy = P, \quad (1)$$

где:  $m$  – приведённая масса;

$C$  – жесткость колебательной системы;

$h$  – коэффициент сил сопротивления.

Передаточная функция колебательной системы по уравнению (1):

$$W_{эвс} = \frac{y}{P} = \frac{1}{C(T_1^2 p^2 + T_2 p + 1)},$$

$$\text{где: } T_1^2 = \frac{m}{C}; T_2 = \frac{h}{C}. \quad (2)$$

Зависимость силы резания от времени задается формулой:

$$P = K_p \cdot \frac{D}{2} \cdot s_o \cdot \sin(\varphi') \left[ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T_p}\right) \right] = 0.433 K_p \cdot D \cdot s_o \cdot \left[ 1 - \exp\left(-\frac{t}{T_p}\right) \right], \quad (3)$$

где:  $K_p$  – удельная сила резания;  $s_o$  – подача, мм/об;  $D$  – диаметр сверла, мм;  $T_p$  – постоянная времени стружкообразования, с

Постоянная времени стружкообразования может быть вычислена по эмпирической формуле и обычно составляет 40...80 мс.

$$T_p = \left( 1 + \frac{1}{\mu \cdot \xi} \right) \frac{s_o \cdot \xi}{V}, \quad (4)$$

где:  $\mu$  – коэффициент трения стружки;  $V$  – скорость резания:  $V = \pi D n / 1000$ ;  $\xi$  – коэффициент усадки стружки

Передаточная функция процесса резания получается после преобразования Лапласа формулы (3):

$$W_p = \frac{P}{y} = \frac{K_p \cdot s}{1 + T_p \cdot p}, \quad (5)$$

Передаточная функция замкнутой динамической системы по формуле:

$$W(p) = \frac{W_{эвс} \cdot W_p}{1 + W_{эвс} \cdot W_p} = K_p \cdot s / [p^3 CT_1^2 \cdot T_p + p^2 (CT_1^2 + CT_2 \cdot T_p) + p (CT_2 + CT_p) + C + K_p \cdot s] \quad (6)$$

Характеристическое уравнение:

$$p^3 CT_1^2 \cdot T_p + p^2 (CT_1^2 + CT_2 \cdot T_p) + p (CT_2 + CT_p) + C + K_p \cdot s = 0 \quad (7)$$

Система третьего порядка устойчива по критерию Рауса, если выполняется следующее неравенство для

коэффициентов характеристического уравнения передаточной функции:

$$a_1 \cdot a_2 > a_0 \cdot a_3.$$

После подстановки коэффициентов:

$$CT_1^2 \cdot T_p (CT_1^2 + CT_2 \cdot T_p) (CT_2 + CT_p) > (C + K_p \cdot s) CT_1^2 \cdot T_p \quad (8)$$

При решении неравенства находится максимальное значение  $b$ :

$$s < \frac{C \cdot T_2}{K_p \cdot T_1^2 \cdot T_p} (T_1^2 + T_2 \cdot T_p + T_p^2) \quad (9)$$

После подстановки значений  $T_1$  и  $T_2$  и преобразований:

$$s < \frac{h(m + hT_p + CT_p^2)}{K_p \cdot T_p \cdot m} \quad (10)$$

Если выполняется неравенство (10), то низкочастотные автоколебания не возникают и процесс резания носит устойчивый характер.

1. Кудинов В.А. Динамика станков – М.: Машиностроения, 1967. – 340 с.
2. Воронцов А.П., Албагачиев А.Ю., Султан-Заде Н.М., Теоретические основы обработки металлов в машиностроении – Станционный Оскол, «ГНТ», 2013 – 552 с.

3. Воронов А. А. Основы теории автоматического управления. – М.; Л.: Энергия, 1985. – 540 с.
4. Холмогорцев Ю.П. Оптимизация процессов обработки отверстий. – М.: Машиностроение, 1984.

## ПРИВОД ЭКЗОСКЕЛЕТОНА - РОБОТА

Албагачиев А.Ю. , Суров М.В.

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

В настоящее время ведется много разработок по созданию экзоскелета, эти разработки интересны как военным, так и медикам. Вследствие достаточно сильной ограниченности в физических возможностях человека, возникает ограничение по его вооружению. То есть можно сказать, что убойная сила оружия ограничивается в первую очередь физическими возможностями человека. Более мощное оружие человек не сможет долго удерживать в руках в виду его веса, да и отдача при выстреле тяжелым патроном с большой проникающей и поражающей способностью может покалечить самого стрелка. Степень защиты бойца (бронежилет) также ограничена по своему весу. Внедрение экзоскелета позволит увеличить боезапас, запас провизии, откроет новые просторы в области проектирования вооружения и защиты. В строительстве, при сварных работах сварочный пистолет ограничен своим весом. Тяжелый сварной пистолет человек не смог бы долго удерживать в руках, соответственно мощность сварки, производимой человеком, ограничена, а это скорость сварки, толщина сварного шва и т.д. Крупные сварные работы при строительстве приходится производить автоматами на заводе и потом транспортировать крупногабаритные конструкции к месту сборки и монтажа. С применением экзоскелета появляется возможность производить данные работы на месте стройки. В медицине экзоскелет даст возможность людям с ограниченными возможностями, приобретенными вследствие травмы или врожденными, жить полноценной жизнью, в том числе передвигаться самостоятельно. Элементы экзоскелета можно использовать для качественного протезирования. При ликвидации ЧС, разбора завалов для спасения людей и проезда тяжелой строительной техники к месту обрушения, экзоскелет также будет необходим. Есть возможность использования экзоскелета в режиме дублера, в этом случае он управляется оператором на расстоянии, оператор находящимся в имитаторе экзоскелета с полной обратной связью с рабочим экзоскелетом. Оператор, находящийся на отдалении от рабочего экзоскелета, получает с него все необходимые данные: видео, аудио, имитацию воспринимаемой нагрузки, и т.д. Использование экзоскелета в режиме дублера будет необходимо там, где человеку находится опасно: работы под водой на большой глубине, работа в космосе, в местах повышенного радиоактивного фона, биологического и химического заражения, ликвидация пожара и т.д. Также, качественный экзоскелет, с применением электронного

управления, можно использовать в качестве полноценного робота. Это малая часть примеров, где применение экзоскелета будет востребовано.

Экзоскелет HULC производства США (Рис 1.). По заявлению разработчиков: грузоподъемность 90кг, автономность 5 часов ходьбы со скоростью 5км/ч с



Рисунок 1

грузом 90кг, собственный вес 24кг. Здесь применен в качестве привода сустава гидроцилиндр двойного действия. Недостатком данной конструкции является малое количество приводов, их всего два. Наличие масляной магистрали, слабая защищенность штока цилиндра от повреждений. Сам принцип работы привода возвратно-поступательный - для поворотного движения сустава не самый удачный выбор. Приходится конвертировать возвратно-поступательное движение в поворотное за счет рычажной системы. Это приводит к высоким нагрузкам на разрыв-сжатие при больших углах раскрытия сустава. Данная конструкция оптимальна исключительно в вертикальном положении. В горизонтальном положении это схема работать не будет, т.к. проектировалось согласно вектора силы тяжести. Управление гидроцилиндром происходит за счет золотниковой системы. Рекуперацию в данной компоновке осуществить сложно и она не будет эффективной.

На рисунке 2 приведена схема нагружения привода. В положении сидя, нагрузка превышает 8 крат от грузоподъемности. Применение такой схемы на руке нецелесообразно. Необходимо усложнять конструкцию добавлением второго

привода на локтевой сустав. Плечо может работать как при опущенной руке, сгибая только локтевой сустав, так и при вытянутой руке горизонтально, также сгибая только локтевой сустав. В этих

случаях меняется вектор силы тяжести относительно локтевого сустава на 90 градусов. Такая компоновка применима только в строительной технике.

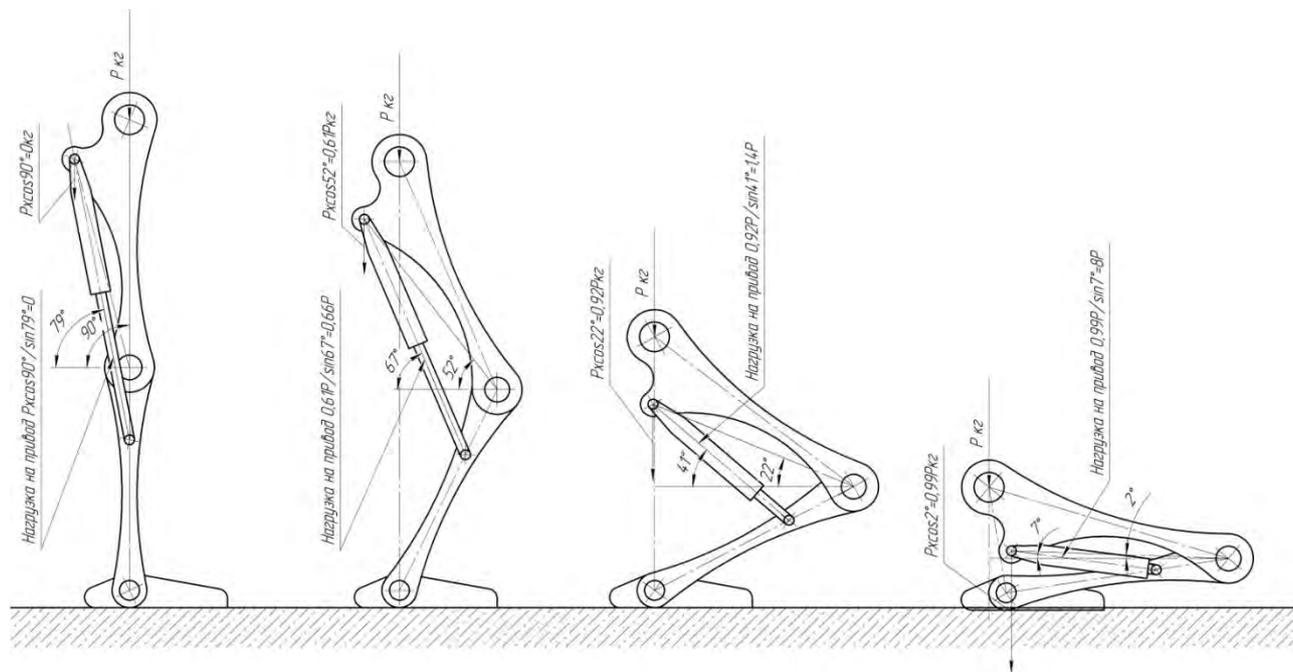


Рисунок 2

Экзоскелет HAL производства Япония (рисунок 2) грузоподъемность 40кг, автономность 2,5 часа, собственный вес 23кг. Здесь применены сервоприводы в количестве 8 штук. Недостатком конструкции является небольшое количество приводов. Главным недостатком привода является применение редуктора. Для расчета мощности требуемого электромотора необходимо задать грузоподъемность и скорость подъема. Зная обороты электромотора проектируется понижающий редуктор. Далее, имея привод, рассчитанный на определенную грузоподъемность и угловую скорость, на выходе привода возникают сложности в поднятии расчетного груза с меньшей скоростью. Это если требуется аккуратно установить номинальный груз. Угловую скорость на выходе из привода можно регулировать только оборотами электромотора, следовательно необходимо подавать на мотор меньший потенциал. В этих режимах, электромотор работает крайне неэффективно (очень низкий КПД). Из плюсов данной компоновки можно выделить простую реализацию рекуперации энергии.

Экзоскелет разработанный NASA X1 США который планируется для использования его в качестве тренажера при нахождении в невесомости обладает малой грузоподъемностью и количеством приводов. Экзоскелеты Raytheon XOS 1, XOS 2, XOS 3. США более проработанные в плане количества приводов. BODY EXTENDER производства Италия также качественно

проработанный экзоскелет в плане количества приводов. Его масса составляет 160кг. Грузоподъемность составляет увеличение на 50кг на каждую руку. Т.е. способность человека, находящегося в экзоскелете, поднять груз самостоятельно, плюс помощь экзоскелета.

Все выше перечисленные разработки трудно назвать успешными. Они с трудом применимы в реальных боевых условиях, да и в качестве помощника они мало функциональны. На данный момент проделаны только первые шаги к реализации полноценного экзоскелета. Главной проблемой для реализации экзоскелета, является отсутствие подходящего привода, удовлетворяющего потребности по универсальности, адаптивности, экономичности, возможности рекуперации и быстрдействию. Существуют и другие варианты реализации привода. К примеру, экзоскелет на искусственных мышцах. Сама будущая конструкция обречена на провал, данная разработка будет годиться разве что только для протезирования, т.к. копирование человека и его структуры заведомо невыгодно. Человеческий организм сам далеко не идеален, да и КПД человека составляет всего 20%. Для полноценной замены человеческого сустава необходим рычажный механизм и силовой привод. В человеческом организме нет суставов в конечностях, угол поворота которых был бы больше 160 гр. поэтому остановимся на поворотном приводе. (Привод на основе возвратно-

поступательного движения не рассматриваем в виду усложнения системы для конвертации этого движения в поворотное.) Далее нам необходимо определиться в типе привода: шестеренчатый/червячный редуктор, пневматика, гидравлика. Пневматику исключаем сразу по двум причинам: большая чувствительность к перепаду температур и отсутствие жесткости, сжимаемости газа. Редуктор также не рассматриваем в виду его ограниченности - выходные обороты можно регулировать только входными оборотами электромотора. Отсюда, если мы используем электромотор, то для совершения работы по поднятию груза, нам необходимо подать на электромотор соответствующий номинал напряжения. Данная компоновка неэффективна тем, что вольт-амперная характеристика электромотора близка к линейной. Соответственно скорость подъема данного груза будет меняться в малом диапазоне. Поднять груз, к примеру, медленно можно, но это будет за пределами эффективного КПД электромотора. Гидравлика в этом плане более мобильна. Мы будем ее использовать как вариатор. т.е. входные обороты будут меняться в эффективном диапазоне КПД электромотора, а выходные обороты будут такие как того требует условие перемещения груза. Применяя вариатор для конвертации выходного крутящего момента мы получаем адаптивный

удобный привод. Его основными преимуществами перед другими аналогами будут: минимальные габариты, вес, быстродействие и эффективность использования в широком спектре поставленных задач. К примеру с редуктором это невозможно, такой привод эффективно будет работать только в узком диапазоне максимально расчётной нагрузки. Остальное это просто багаж, а не привод, который необходимо с собой носить. Без груза привод с редуктором не начнет работать быстрее, он ограничен максимальными оборотами мотора. В разработанном приводе применён гидроцилиндр, выполненный в виде тороида с поршнями и лепестковым насосом. Все это в совокупности представляет собой гидростатический трансформатор или редуктор. Добавляя в лепестковый насос возможность менять свой рабочий объем, путем изменения эксцентриситета, мы получаем бесступенчатый вариатор.

На рисунке 3 изображен лепестковый насос с эксцентриситетом 3,5мм. Данное положение ротора насоса будет в случае максимального крутящего момента электромотора. С подачей меньшего потенциала на электромотор он будет выдавать меньший крутящий момент и соответственно меньше изменит эксцентриситет. Следовательно, насос будет перекачивать меньше рабочей жидкости за один оборот.

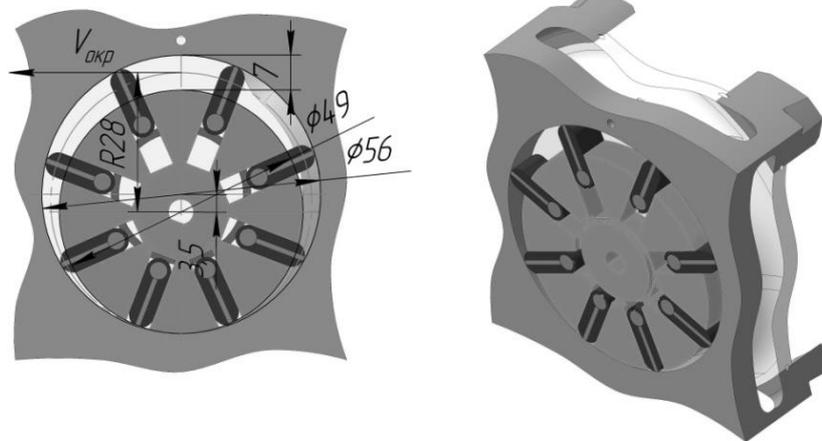


Рисунок 3

Основной задачей привода является перемещение. Перемещение нам нужно подконтрольное, точное, с разными угловыми скоростями и моментом. Это мы можем получить путем изменения выдаваемой мощности электромотора. Ведь развиваемое усилие и скорость перемещения нам нужны разные. Поэтому вариатор для простоты эксплуатации сделан автоматическим.

Путем подачи на электромотор изменяемого потенциала (мощности) меняется крутящий момент на выходе электромотора. Соответственно, крутить ротор лепесткового

насоса мотор будет с различным крутящим моментом. Этот момент через ротор передается на лопасть насоса. Здесь необходимо регулировать площадь лопасти, чтобы момент, развиваемый электромотором, был эквивалентен давлению на лопасть. Сделав связь изменения площади лопасти от изменения крутящего момента электромотора, обеспечивается эквивалентная нагрузка на мотор. Далее, необходимо добавить еще одну связь: это изменение площади лопасти от перепада давления в системе (тороиде). Получается, что регулировать изменение эксцентриситета ротора (площадь лепестка) будет сам электромотор за счет

крутящего момента и давление рабочей жидкости в приводе.

Для упрощения конструкции и ликвидации лишних магистралей, буферного бака, золотниковой системы, магистраль выполняется по короткозамкнутой цепи, что исключает кавитацию.

Для выполнения условия стопорения

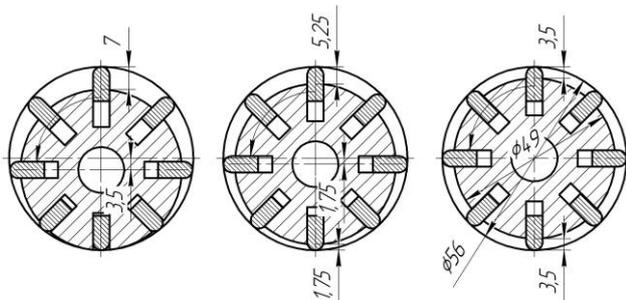


Рисунок 4

привода, по умолчанию эксцентриситет в насосе равен нулю. Когда напряжение на мотор не подается, ротор насоса находится в центре статора и их оси совпадают. В этих условиях, при разнице давления в полостях тороида, перекачивания жидкости не будет, т.к. площади лопастей в насосе будут равны. Благодаря этому привод будет застопорен без применения дополнительных устройств.

На рисунке 4 изображен лепестковый насос с различным эксцентриситетом. Слева эксцентриситет равен 3,5мм. Это положение ротора при максимальном крутящем моменте электромотора. Посередине рисунка изображен насос с эксцентриситетом равным 1,75мм. В этом положении насос будет перекачивать рабочую жидкость в обоих направлениях, но с разным расходом относительно верха и низа. На рисунке справа изображен насос с эксцентриситетом равным 0. Это положение будет в случае, когда момент электромотора равен нулю, либо давление в системе превышает максимально допустимое.

На рисунке 5 изображена крышка насоса в разрезе. На ней изображена газовая пружина (вверху), ограничивающая изменение эксцентриситета, зависящего от давления в системе, по параболическому закону. Пружина

сжатия (в нижней части рисунка) ограничивает изменение эксцентриситета насоса от крутящего момента электромотора.

Особенность работы данного насоса заключается в автоматической подстройке изменения эксцентриситета от изменения давления в системе и развиваемого крутящего момента электромотора. При одном режиме работы электромотора становится возможным получение различного давления в системе без перегрузки электромотора, что в случае с обычным насосом недостижимо. При критичных давлениях насос с постоянным рабочим объемом будет работать с перегрузкой вплоть до остановки ротора и выхода из строя электромотора. В случае с насосом изменяющий рабочий объем остановки ротора не будет и максимально развиваемое давление уходит в теоретическую бесконечность. Это без учета протечек и сил трения.



Рисунок 5

Рекуперация будет осуществляться путем перекачки рабочей жидкости через насос под действием перепада давления в полостях тороида. Регулироваться скорость перемещения сустава под действием внешних сил при рекуперации будет за счет нагрузки на электромотор, который работает в режиме генератора. Если требуется быстро опустить груз, то увеличивается нагрузка на генератор, что увеличивает момент на валу. Это приводит к изменению эксцентриситета в большую сторону соответственно к изменению площади лепестка, через который прогоняется рабочая жидкость.



Рисунок 6

Схема рекуперации представлена на рисунке 6. Общий КПД привода составляет 68,8%. Рекуперированная энергия для повторной работы составляет 38,4%

Для данного привода бал спроектирован рычажный механизм экзоскелета с применением 20 приводов. Данная модификация грузоподъемностью 300кг весит 110кг. В качестве источника питания применяются свинцово-кислотная аккумуляторная батарея (60 Вт·часа/кг) весом 80кг. Дальность хода без груза составляет 40км или 8 часов непрерывной ходьбы со скоростью 5км/ч без учета рекуперации. С рекуперацией 55км или 11 часов ходьбы. С грузом 300кг дальность хода экзоскелета составит 20км или 4 часа непрерывной ходьбы со скоростью 5км/ч без учета рекуперации. С рекуперацией 27км или 5,4 часа.

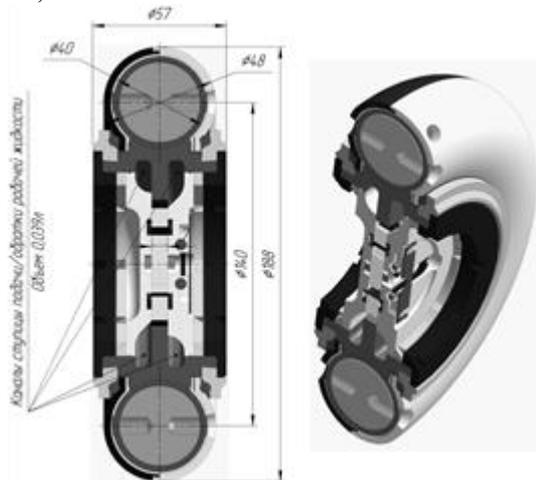


Рисунок 7

С разработанным приводом (рис. 7) данный экзоскелет будет легким, мобильным,

экономичным. Привод не требует подключения масло-магистралей, т.к. является самодостаточным и независимым, к нему необходимо подключить только питание для электромотора. Конструкция экзоскелета является модульной, что позволяет использовать различные его части по отдельности.

Угловая скорость привода под нагрузкой 5рад/с. Здесь эффективность электромотора используется по максимуму, без нагрузки возможны высокие скорости перемещения (угловые скорости), под нагрузкой скорости снижаются без потери грузоподъемности. Привод оптимально конвертирует входные обороты электромотора в высокий крутящий момент на выходе.

1. Устьянцев М.В. Рекуперация энергии при ресурсных испытаниях гидроцилиндров/ М.В. Устьянцев, Н.М. Корниенко // Перспектива 2010: сб. тр. Междунар. науч.-практ. конф. - Нальчик: Каб.-Балк. унт, 2010:-Т. V,-С. 333-337.
2. Жога, В.В. Шагающий робот с ортогонально-поворотным двигателем / В.В. Жога, А.Е. Гаврилов, П.В. Федченков // Матер. 7-й науч.-техн. конф. "Мехатроника, автоматизация, управление" (МАУ-2010), проводимой в рамках 3-й мультиконф. по проблемам управления (МКПУ-2010), 12-14 окт. 2010 г. / Гос. науч. центр РФ ОАО "Концерн "ЦНИИ Электроприбор" [и др.]- СПб., 2010. - С. 175-17.
3. Афонин В.Л., Подзоров П.В., Слепцов В.В. Обработка оборудования на основе механизмов параллельной структуры (Учебное пособие). МГТУ СТАНКИН, 2006, 450с.

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ПРОКАТКЕ С ИМПУЛЬСНЫМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА

Албагачиев А.Ю., Угурчиев У.Х.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия, e-mail: [albagachiev@yandex.ru](mailto:albagachiev@yandex.ru)

Кинетическая энергия упруго-пластической деформации и нагрева от переменного электрического тока являются источником контактного теплообразования при прокатке металлов. В зависимости от ее величины контактная температура может колебаться от комнатной, при низких значениях энергии и небольших скоростях деформации, до высокой температуры - при больших энергиях и высоких скоростях деформации. Из-за дискретности площади контакта при прокате необходимо различать среднюю контактную температуру, объемную и температурную вспышку.

Общее количество тепла, генерируемого при прокатке, определим по формуле.

$$W = (PV + nIU)t = Q \quad (1)$$

С другой стороны это количество тепла, (процесс считаем адиабатическим) за время контакта, прогреет некоторые объемы роликов и прокатываемого листа до определенной температуры

$$Q = Q_1 + Q_2 = C_1 \rho_1 A b_1 \theta_1 + C_2 \rho_2 A b_2 \theta_2 \quad (2)$$

$C_1, C_2$  - удельная теплоемкость материала (образца и наковальни);  $\rho_1, \rho_2$  — плотность контактирующих тел;  $A$  — площадь контакта;  $b_1, b_2$  — эффективная глубина проникновения теплового импульса;  $\theta_1, \theta_2$  — средняя объемная температура первого и второго тела.

$$b_i = 2\sqrt{a_i t} \quad (3)$$

где  $a$  - температуропроводность первого тела,  $t$  — продолжительность импульса

В исследованиях Charroha, Haseegrubera, Чичинадзе, Гинзбурга показано, что генерируемое на контакте тепло распределяется между контактирующими телами в зависимости от их теплофизических свойств и геометрии. Кроме того, наибольшее влияние на распределение тепловых потоков при нестационарных процессах оказывает глубина проникновения теплового импульса. Так как, генерируемый на контакте тепловой поток пропорционален работе деформации и воздействия электрических импульсов, то коэффициент распределения тепловых потоков должен быть пропорционален распределению энергий между контактирующими телами.

При импульсных процессах каким является прокатка с током в связи с кратковременностью

процесса, для определения коэффициента распределения тепловых потоков можно использовать формулу Ф. Шаррона

$$\alpha_{III} = \frac{\sqrt{\lambda_2 C_2 \rho_2}}{\sqrt{\lambda_1 C_1 \rho_1} + \sqrt{\lambda_2 C_2 \rho_2}} \quad (4)$$

где  $\alpha_{III}$  — часть тепла, идущая во второй элемент.

Из (1) с учетом (2) и (3) находим

$$\theta_1 = \frac{(PV + nIU)T(1 - \alpha_{III})}{C_1 \rho_1 A b_1} \quad (5)$$

Формула (5) пригодна для приблизительной оценки средней температуры объема, который прогреется за время обработки, но она не дает возможности определения температуры в любой промежуток времени на поверхности и на некотором расстоянии от нее, что ряде случаев крайне важно. Наиболее полно источник тепла характеризует мощность. Поэтому рассмотрим наиболее общий случай, когда мощность прокатки с импульсным воздействием тока изменяется во времени по параболическому закону.

В случае когда текущая контактная сила  $P$

равна 
$$P = P_0 \frac{t}{\Delta t},$$

а скорость изменяется по закону

$$V = V_0 \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right)$$

Мощность в любой промежуток времени контакта можно описать выражением:

$$N_1 = P_0 V_0 \frac{t}{\Delta t} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \quad (6)$$

где  $P_0, V_0$  — соответственно максимальная контактная сила и скорость;  $t$  — текущая координата времени;  $\Delta t$  — время генерирования тепла.

Мощность получаемый прокатываемой пластиной за время воздействия импульса тока имеет вид

$$N_2 = nIU \frac{t}{\Delta t} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \quad (7)$$

Общая мощность прокатки определится

$$N = N_1 + N_2 = (P_0 V_0 + nIU) \frac{t}{\Delta t} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \quad (8)$$

Где  $I$  - сила тока;  $U$  - напряжение;  $n$  - количество импульсов тока за время деформации.

Решение задачи теплообразования и теплопроводности при прокатке с воздействием тока сводится к решению дифференциального

уравнения теплопроводности Фурье для линейного теплового потока.

$$\frac{\partial \Theta}{\partial t} = a \frac{\partial^2 \Theta}{\partial x^2} \quad (9)$$

С начальным условием

$$\Theta = 0 \quad \text{при } t=0 \quad (10)$$

и граничными условиями

$$-\lambda \frac{\partial \Theta}{\partial X} = \frac{(P_0 V_0 + nIU) \left( \frac{t}{\Delta t} - \frac{t^2}{\Delta t^2} \right)}{A} \quad (11)$$

$$\Theta = 0 \quad \text{при } X = \infty \quad (12)$$

Уравнение (9) решали методом интегрального преобразования Лапласа. Подставив изображения для производных в уравнение (9) перейдем к операторному уравнению

$$S\Theta = a \frac{d^2 \Theta}{dX^2} \quad (13)$$

Применяя преобразование Лапласа к краевому условию (11), получим соответствующее краевое условие для уравнения (9)

$$-\lambda \frac{d\Theta}{dx} = \frac{P_0 V_0 + nIU}{A\Delta t} \left( \frac{1}{S^2} - \frac{2}{S^3 \Delta t} \right) \quad (14)$$

Общее решение дифференциального уравнения (14) имеет вид

$$\Theta(x, S) = C_1 e^{x\sqrt{\frac{S}{a}}} + C_2 e^{-x\sqrt{\frac{S}{a}}} \quad (15)$$

Произвольные постоянные  $C_1$  и  $C_2$  определяются при помощи граничных условий (11) и (14) и вытекающего из физического смысла задачи требования, что изображение ограничено при  $X \rightarrow \infty$ . Последнее означает, что  $C_1 = 0$ , тогда имеем

$$\frac{d\Theta(x, S)}{dx} = -\sqrt{\frac{S}{a}} C_2 e^{-x\sqrt{\frac{S}{a}}} \quad (16)$$

Подставляя (16) в условие (14) определим постоянную  $C_2$

$$C_2 = \frac{(P_0 V_0 + nIU)\sqrt{a}}{A\Delta t\lambda\sqrt{S}} \left( \frac{1}{S^2} - \frac{2}{S^3 \Delta t} \right) \quad (17)$$

Далее, подставляя (17) в (15), получим

$$\Theta(x, t) = \frac{A^1}{\sqrt{\pi}} \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{(t-\tau)^{\frac{1}{2}}} \left( t - \frac{X^2}{4az^2} \right) \frac{4\sqrt{a}(t-\tau)^{\frac{3}{2}}}{X} dz - \frac{A^1}{\sqrt{\pi}\Delta t} \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-\frac{X^2}{4a(t-\tau)}}}{(t-\tau)^{\frac{1}{2}}} \left( t - \frac{X^2}{4az^2} \right)^2 dz$$

$$\frac{4\sqrt{a}(t-\tau)^{\frac{3}{2}}}{X} dz = \frac{A^1 X^3}{2\sqrt{\pi a} \Delta t} \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^4} dz - \frac{A^1 X^5}{16\sqrt{\pi a^3} \Delta t} \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^6} dz =$$

$$\Theta(x, P) = \frac{(P_0 V_0 + nIU)\sqrt{a}}{A\Delta t\lambda\sqrt{S}} \left( \frac{1}{S^2} - \frac{2}{S^3 \Delta t} \right) \frac{1}{\sqrt{S}} e^{-x\sqrt{\frac{S}{a}}} \quad (18)$$

$$\text{или } \Theta(x, P) = A^1 \left( \frac{1}{S^2} - \frac{2}{S^3 \Delta t} \right) \frac{1}{\sqrt{S}} e^{-x\sqrt{\frac{S}{a}}} \quad (19)$$

$$\text{где } A^1 = \frac{(P_0 V_0 + nIU)\sqrt{a}}{A\Delta t\lambda\sqrt{S}}$$

С помощью таблиц интегральных преобразований произведем обратный переход к оригиналу

$$\Theta(x, S) = A^1 \left( t - \frac{t^2}{\Delta t} \right) \frac{1}{\sqrt{\pi t}} e^{-\frac{X^2}{4at}} \quad (20)$$

К уравнению (20) применим теорему умножения изображения (теорема о свертке). Тогда

$$\Theta(x, S) = \frac{A^1}{\sqrt{\pi}} \int_0^t \frac{e^{-\frac{X^2}{4a(t-\tau)}}}{(t-\tau)} \tau d\tau - \frac{A^1}{\sqrt{\pi}\Delta t} \int_0^t \frac{e^{-\frac{X^2}{4a(t-\tau)}}}{(t-\tau)^{\frac{1}{2}}} \tau^2 \tau d\tau \quad (21)$$

Для нахождения решения интеграла применим метод подстановки, Положим, что

$$z = \frac{X}{2\sqrt{a}\sqrt{t-\tau}} \quad d\tau = \frac{4\sqrt{a}(t-\tau)^{\frac{3}{2}}}{X} dz$$

$$\tau = t - \frac{X^2}{4az^2} \quad t-\tau = \frac{X^2}{4az^2}$$

(22) Тогда пределы интегрирования будут следующими:

$$\text{При } t=0 \quad z = \frac{X}{2\sqrt{at}} \quad (23)$$

$$\text{при } t = \tau \quad z = \infty \quad (24)$$

Подставив (23) и (24) в (21), получим:

$$\frac{A^1 X t}{\sqrt{\pi a}} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^2} dz - \frac{A^1 X^3}{2\sqrt{\pi a^3}} \left(0.5 - \frac{t}{\Delta t}\right) \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^4} dz - \frac{A^1 X^5}{16\sqrt{\pi a^3} \Delta t} \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^6} dz \quad (25)$$

Обозначим все три интеграла, входящие в это выражение соответственно через  $J_1, J_2, J_3$  и проинтегрируем их по частям:

$$J_1 = \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^2} dz = \frac{e^{-z^2}}{z^2} - 2 \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} e^{-z^2} dz \quad (26)$$

Второй член выражения (26) соответствует интегралу вероятности

$$\int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} e^{-z^2} dz = \int_0^{\infty} - \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} e^{-z^2} dz = \frac{\sqrt{\pi}}{2} - \frac{\sqrt{\pi}}{2} \operatorname{erfc}(z) = \frac{\sqrt{\pi}}{2} [1 - \operatorname{erf}(z)] \quad (27)$$

Подставляя (27) в (26) для первого интеграла  $J_1$ , получим

$$J_1 = \frac{e^{-z^2}}{z^2} - \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \quad (28)$$

Аналогично для второго и третьего будем иметь:

$$J_2 = \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^4} dz = \frac{e^{-z^2}}{3z^3} - \frac{2e^{-z^2}}{3z} + \frac{2}{3} \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \quad (29)$$

$$J_3 = \int_{\frac{x}{2\sqrt{at}}}^{\infty} \frac{e^{-z^2}}{z^6} dz = \frac{e^{-z^2}}{5z^5} - \frac{2e^{-z^2}}{15z^3} + \frac{4e^{-z^2}}{15z} - \frac{4}{15} \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \quad (30)$$

Подставляя значения (28),(29),(30) в (25) имеем

$$\begin{aligned} \Theta(X, t) = & \frac{A^1 X t}{\sqrt{\pi a}} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \left\{ \frac{e^{-z^2}}{z^2} - \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \right\} - \frac{A^1 X^3}{2\sqrt{\pi a^3}} \left(0.5 - \frac{t}{\Delta t}\right) \\ & \left\{ \frac{2e^{-z^2}}{3z^3} - \frac{2e^{-z^2}}{3z} + \frac{2}{3} \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \right\} - \frac{A^1 X^5}{16\sqrt{\pi a^3} \Delta t} \\ & \left\{ \frac{e^{-z^2}}{5z^5} - \frac{2e^{-z^2}}{15z^3} + \frac{4e^{-z^2}}{15z} - \frac{4}{15} \sqrt{\pi} [1 - \operatorname{erf}(z)] \right\} \end{aligned} \quad (31)$$

В конечном виде после подстановки значений  $Z$  и  $A^1$  формула (31) запишется в виде

$$\begin{aligned} \theta(x, t) = & \frac{(1 - \alpha)(PV + nIU)}{\lambda \Delta t A \sqrt{\pi}} \left\{ \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) t \left[ 2\sqrt{at} \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) - \sqrt{\pi} x \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) \right] - \frac{1}{2\alpha} \left(\frac{1}{2} - \frac{t}{\Delta t}\right) \right\} \\ & \left[ (2\sqrt{at})^5 \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) - \frac{2}{3} x^2 (2\sqrt{at})^3 \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) + \frac{4}{3} x^4 2\sqrt{at} \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) - \frac{4}{3} x^5 \sqrt{\pi} \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{at}}\right) \right] \end{aligned} \quad (32)$$

$$\left[ \frac{(2\sqrt{at})^3 \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right) - 4x^2 \exp\left(-\frac{x^2}{4at}\right)\sqrt{at}}{3} + \frac{2}{3}x^3 \sqrt{\pi} \operatorname{erfc} \frac{x}{2\sqrt{at}} \right] - \frac{1}{80a^2 \Delta t}$$

Формула (32) позволяет производить расчет средней температуры поверхности контакта и объемной температуры в любой момент времени трения. Для расчета средней температуры поверхности примем  $X=0$  в формуле (32)

$$\Theta(0, t) = \frac{4(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)\sqrt{at}}{3\sqrt{\pi} \lambda A} \left(1 - 0.8 \frac{t}{\Delta t}\right) \frac{t}{\Delta t} \quad (33)$$

Кроме номинальной площади контакта  $A$  она входит в формулу (32) и (33), при прокатке иногда необходимо учитывать фактическую площадь контакта. При тяжело нагруженном контакте, в зоне прокатки происходит пластическая деформация, фактическая площадь контакта практически приближается к номинальной. При более легких режимах (при небольших контактных нагрузках, когда в основном в зоне контакта происходит упругопластическая деформация, т.е. одни микровыступы деформируются упруго, а другие пластически), нельзя считать температуру равномерно распределенной по площади и возникает необходимость расчета температуры вспышки на микровыступах фактической площади контакта  $A_r$ . Для определения фактической площади касания может быть применена известная формула:

$$A_r = \frac{P}{HB} \quad (34)$$

где  $P$  — нагрузка,  $HB$  — твердость,

Эта формула дает приближенный результат. Она не учитывает тепловых и механических деформаций при трении.

Если при контакте шероховатых поверхностей тепловой поток генерируется на  $n$  фактических пятнах касания со средним диаметром пятна  $d$ , удаленных друг от друга на значительное расстояние (это исключает взаимное влияние точечных источников), то температурная вспышка на них может быть оценена следующим образом.

$$\Theta(X, t) = \frac{2(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)}{\sqrt{\pi} \lambda A} \left\{ \sqrt{at} e^{-\frac{x^2}{4at}} - X \left[ 1 - \operatorname{erf} \left( \frac{X}{2\sqrt{at}} \right) \right] \right\} \quad (38)$$

Температурная вспышка для такого случая изменения мощности определяется

$$\Theta_{всп} = \frac{(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)\sqrt{\pi} d^2 \sqrt{at}}{2\lambda a} \quad (39)$$

В случае  $P = \text{const.}$ ,  $a = V = V_0 \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right)$ ,  $I = \text{const.}$ ,  $U = \text{const}$  для расчета температуры получим:

Как показано проф. Крагельским средний диаметр пятна касания может быть определен из выражения:

$$d = \frac{2\sqrt{\pi} h}{\nu} \left( \frac{P}{A_c b R \sigma_s} \right)^{\frac{1}{2} \nu} \quad (35)$$

где  $h$  — максимальная высота микронеровностей;  $P$  — нагрузка;  $\sigma_s$  — предел текучести;  $R$  — коэффициент, характеризующий влияние геометрии касания;  $A_c$  — контурная площадь касания;  $\nu$  — параметр кривой опорной поверхности.

Величина  $Q$  для пластического контакта определится:

$$Q = \frac{(1 - \alpha)(PV + nIU)\pi d^2}{4A_r} \quad (36)$$

Учитывая выражение (35) для расчета температурной вспышки,

получим:

$$\Theta_{всп} = \frac{(1 - \alpha)(PV + nIU)\pi d^2 \sqrt{at}}{3\sqrt{\pi} \lambda A_r} \quad (37)$$

Если  $P, V, I, U$  за промежутков контактирования предположить постоянными ( $P = \text{const.}$ ,  $V = \text{const.}$ ,  $I = \text{const.}$ ,  $U = \text{const.}$ ) то для расчета температуры в зоне контакта имеем: (решали дифференциальное уравнение (9))

$$\Theta(X, t) = \frac{2(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)}{\sqrt{\pi} \lambda A} \left(1 - \frac{t}{\Delta t}\right) \left\{ 2\sqrt{at} e^{-\frac{x^2}{4at}} - \sqrt{\pi} X \left[ 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{X}{2\sqrt{at}}\right) \right] \right\} - \frac{1}{12a\Delta t} \left[ (2\sqrt{at})^3 e^{-\frac{x^2}{4at}} - 4X^2 \sqrt{at} e^{-\frac{x^2}{4at}} + 2\sqrt{\pi} X^2 \left\langle 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{X}{2\sqrt{at}}\right) \right\rangle \right] \quad (28)$$

Температурная вспышка в этом случае рассчитывается по формуле:

$$\Theta_{\text{всп}} = \frac{(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)\sqrt{\pi} d^2 \sqrt{at}}{2\lambda A} \left(1 - \frac{2t}{3\Delta t}\right) \quad (41)$$

Для случая изменения мощности когда  $p = P_0 t / \Delta t$   $V = \text{const}$  получим решение

$$\Theta(X, t) = \frac{2(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)}{\sqrt{\pi} \lambda A} \frac{t}{\Delta t} \left\{ 2\sqrt{at} e^{-\frac{x^2}{4at}} - \sqrt{\pi} X \left[ 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{X}{2\sqrt{at}}\right) \right] \right\} - \frac{1}{12at} \left[ (2\sqrt{at})^3 e^{-\frac{x^2}{4at}} - 4X^2 \sqrt{at} e^{-\frac{x^2}{4at}} + 2\sqrt{\pi} X^2 \left\langle 1 - \operatorname{erf}\left(\frac{X}{2\sqrt{at}}\right) \right\rangle \right] \quad (42)$$

Температурная вспышка для этого случая можно рассчитывать по выражению

$$\Theta_{\text{всп}} = \frac{(1 - \alpha_{mn})(PV + nIU)\sqrt{\pi} d^2 \sqrt{at}^3}{3\lambda A \Delta t} \quad (43)$$

С помощью выведенных формул были проведены расчеты контактной температуры, температурных полей и градиента температуры при прокатке.

#### Выводы

- На основании решения параболического уравнения теплопроводности Фурье выведены формулы для расчета температуры при трении в

зависимости от параметров режимов, теплофизико-механических свойств материала и геометрии контакта для 4 случаев изменения мощности трения по времени.

- Для расчета контактной температуры между валками и прокатываемой полосой можно использовать зависимость (43).
- Для проверки математической модели необходимо провести экспериментальные исследования по измерению средней объемной температуры в прокатываемом материале.

## ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАКОНОВ ДВИЖЕНИЯ В ЗАДАЧАХ ДИАГНОСТИКИ ЦИКЛОВЫХ МЕХАНИЗМОВ

А.К. Алешин, Н.Л. Ковалева, Г.И. Фирсов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [firsovgi@mail.ru](mailto:firsovgi@mail.ru)

Особенность динамических систем циклического действия состоит в многократном выполнении с периодом  $t_{ц}$  заданного закона движения. Это колебательные системы или механизмы с периодическими поступательными или вращательными движениями звеньев. Для них время цикла  $t_{ц}$  - это важный технологический параметр, определяющий быстродействие и синхронизацию с другими устройствами. Кроме того, оно используется как внешний признак возникновения дефектов в форме отклонения  $t_{ц}$  за допустимые пределы [1,2].

Однако время  $t$  как физический параметр весьма ограниченно рассматривается как самостоятельный диагностический сигнал и источник информации для распознавания дефектов. Это обусловлено тем, что знание фактической величины интервала времени  $t_{ц}$  не позволяет указать конкретный дефект и не обладает необходимой глубиной диагностирования. Ограниченность информации связана с представлением об интервалах времени  $t_{ц}$  как о детерминированных величинах, которые принимают фиксированные и вполне конкретные значения. В такой интерпретации разные по физической природе дефекты могут приводить к одинаковым изменениям  $t_{ц}$  и указать конкретную причину невозможно.

Представление об интервалах времени  $t$  как о случайных величинах более полно и точно отражает их физические свойства и открывает возможности для увеличения их информативности как диагностических сигналов. Дело в том, что, при достаточно точных многократных измерениях периода  $t_{ц}$  обнаруживаются его случайные отклонения около некоторого среднего значения. В зависимости от динамических свойств диагностируемой системы средние значения также могут претерпевать эволюцию. При этом оказывается, что в случайной составляющей времени  $t$  заключен значительный объем диагностической информации о текущем состоянии динамической системы. Таким образом, наряду с анализом конкретного физического процесса  $x(t)$  как диагностического сигнала предлагается измерять и анализировать время достижения этим процессом некоторой величины, например время достижения звеном механизма заданной точки в процессе движения. Существует связь между характером изменения во времени физического процесса  $x(t)$  как случайного процесса и законом распределения  $f(t)$  времени достижения этим процессом постоянной заданной величины. Эта связь следует из уравнения Понтрягина для закона распределения  $f(p_i, t)$  времени

первого достижения случайным процессом заданной величины как функции параметров  $p_i$  ( $i = 1, 2, 3, \dots, N$ ) динамической системы [3]. Каждый дефект - это отклонение  $\delta p_k$  ( $k = 1, 2, \dots, s$ ) одного или нескольких параметров диагностируемой системы от нормативных значений. Детерминированная функциональная зависимость  $f(p_i, t)$  от  $p_i$  ведет к характерным изменениям закона распределения  $f(p_i, t)$  в случае проявления дефекта. Именно эту особенность интервалов времени  $t$  как случайных величин предлагается использовать для распознавания дефектов.

Кроме известных статистических характеристик случайных процессов, как математическое ожидание, дисперсия, среднее квадратическое отклонение (с.к.о.), асимметрия и эксцесс, конструктивным представляется использование энтропийного коэффициента плотности распределения вероятности [4]

$$K_H = \Delta_s \sigma^{-1} = 0,5 \exp\{I_w(n)\} \sigma^{-1} = \frac{bN}{2\sigma} 10^{-\frac{1}{N} \sum_{i=1}^d n_i \lg n_i},$$

где  $I_w(n)$ - энтропия (информация по Шеннону), определяемая из

$$I_w(W_0) = M\{\ln W_0(\xi)\} = - \int_{-\infty}^{\infty} W_0(\xi) \ln W_0(\xi) d\xi,$$

$\xi$  - с.к.о,  $b - N$  - объем выборки,  $d$  - число столбцов гистограммы,  $n_i$  - число наблюдений в  $i$ -м столбце гистограммы. Заметим, что для любых законов распределения величина  $K_H$  лежит в пределах 0, ... 2,066, причем максимальное значение  $K_H = 2,066$  имеет гауссовское распределение. Кроме этого, удобнее использовать не коэффициент эксцесса  $k_3$ , изменяющийся от 1 до  $\infty$ , а контрэксцесс  $k_3^{-0,5}$ , значение которого может меняться в пределах от 0 до 1.

Для получения адекватной численной характеристики случайного процесса в присутствии корреляции необходимо задать число  $N$  измерений (элементов выборки), время каждого измерения  $\eta$  и интервал  $T$  между последовательными измерениями, который может отличаться от  $\eta$  на величину мертвого времени ( $T - \eta$ ). После этого можно определить для этого набора данных так называемую  $N$ -точечную выборочную дисперсию при заданном числе измерений  $N$  и заданных величинах  $T$  и  $\eta$

$$\sigma^2(N, T, \tau) = \frac{1}{N-1} \sum_{i=1}^N \left( \bar{y}_i - \frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \bar{y}_j \right)^2. \quad (1)$$

В настоящее время общепринято [5] следовать предложению Дэйва Аллана [6,7] и использовать выборочную дисперсию с  $N = 2$  и  $T = \eta$ . Эта так

называемая дисперсия Аллана  $\sigma_y^2(2, \tau, \tau)$ , для которой используются также более короткие обозначения  $\sigma_y^2(2, \tau)$  или  $\sigma_y^2(\tau)$ , может быть определена

$$\text{как } \sigma_y^2(\tau) = \left\langle \sum_{i=1}^2 \left( \bar{y}_i - \frac{1}{2} \sum_{j=1}^2 \bar{y}_j \right)^2 \right\rangle = \frac{1}{2} \langle (\bar{y}_2 - \bar{y}_1) \rangle.$$

Дисперсия Аллана и квадратный корень из нее, называемый девиацией Аллана, опираются на измерение разности двух соседних последовательных измерений длительности цикла, а не на измерение отклонения длительности цикла от среднего значения, как в случае классического определения стандартного отклонения. Для заданного интервала  $\eta$   $\bar{y}_i = (\bar{x}_{i+1} - \bar{x}_i) / \tau$  и  $\sigma_y^2(\tau) = \langle (\bar{x}_{i+2} - 2\bar{x}_{i+1} + \bar{x}_i)^2 \rangle / 2\tau^2$ . В случае линейного дрейфа длительности цикла,  $y(t) = \alpha t$ , где  $\alpha$  задает скорость дрейфа. С учетом того, что  $\bar{y}_1 = [\alpha t_0 + \alpha(t_0 + \tau)] / 2$  и  $\bar{y}_2 = [\alpha(t_0 + \tau) + \alpha(t_0 + 2\tau)] / 2$ , следует, что  $\sigma_y(\tau) = \langle \alpha \tau / \sqrt{2} \rangle = \alpha \tau / \sqrt{2}$ . Следовательно, линейный дрейф длительности цикла приводит к девиации Аллана, линейно зависящей от времени измерения  $\eta$ . При гармонической модуляции длительности цикла  $y(t) = \delta v_0 \sin(2\pi f_m t) / v_0$ , где  $f_m$  - частота модуляции. Отсюда  $\sigma_y(\tau) = \delta v_0 \sin^2(\pi f_m \tau) / v_0 \pi f_m \tau$  [5]. Следовательно, вклад частотной модуляции в девиацию Аллана становится равным нулю при  $\eta = 1/f_m$ , то есть когда время  $\eta$  кратно периоду модуляции  $1/f_m$  и влияние модуляции обнуляется при усреднении по времени. Девиация максимальна при  $\tau \approx n / (2f_m)$ , где  $n$  - целое нечетное число.

Дополнительно можно использовать для оценки гистограммы показатели, полученные с помощью метода триангуляционной интерполяции, суть которого состоит в представлении гистограммы в виде равнобедренного треугольника. Так называемый "Индекс Святого Георга" равен ширине основания треугольника, приближенного к гистограмме распределения интервалов. Величина основания гистограммы рассматривается как основание треугольника, полученного при аппроксимации распределения методом наименьших квадратов. При этом для вычисления этого основания на оси времени гистограммы задаются некоторые точка  $A$  и  $B$ , после чего конструируется мультилинейная функция  $q(t)$ , такая, что  $q(t) = 0$  для  $t \leq A$  и  $t \geq B$ , и интеграл  $\int_0^{+\infty} (D(t) - q(t))^2 dt$  минимален при всех возможных значениях между  $A$  и  $B$ . Другой показатель, называемый триангуляционным индексом, равен отношению общего количества интервалов к высоте гистограммы (ее моде). Иными словами, триангуляционный индекс - интеграл плотности распределения  $D$ , отнесенный к максимуму плотности распределения [8].

Для сравнения гистограмм как оценок эмпи-

рической плотности распределения обычно используются так называемые критерии однородности. Одним из примеров критерия однородности является самый общеупотребительный критерий  $\chi^2$ , аналогичный критерию согласия Пирсона. Этот критерий, как, впрочем, и все остальные традиционные критерии однородности, не чувствителен к форме гистограмм и не годится для сравнения сложных форм распределений. Поэтому для сравнения сложных дискретных форм гистограмм и для определения степени (случайности) их сходства целесообразно использовать корреляционный критерий [9], основанный на вычислении коэффициента корреляции ординат двух гистограмм после нормировки каждой из них на плотность нормального распределения, подобранную по среднему значению и дисперсии, а также критерий ранговой корреляции, основанный на вычислении статистики Спирмэна для ординат сравниваемых гистограмм. Кроме этих методов может использоваться мера Кульбака, показавшая высокую эффективность при решении задач диагностики таких цикловых машин, как звенья часового механизма, редуктор и турбоагрегат [10].

Для проверки устойчивого соответствия форм гистограмм распределения времени  $t$  поворота руки робота "PUMA" на заданный угол. эксперименты повторяли. Для этого заново воспроизводили закон движения и процесс измерения  $t$ . Близкое совпадение соответствующих гистограмм свидетельствует об устойчивом соответствии между динамическими свойствами механизма и соответствующими законами распределения для  $t$ . Покажем, что это обусловлено наличием детерминированной функциональной зависимости законов распределения  $f(p_i, t)$  от параметров  $p_i$ . Пусть  $x(t)$  - обобщенная координата динамической системы. Вероятностное описание  $x(t)$  как случайного процесса возможно, если он является марковским процессом [11], т.е. он описывается дифференциальными уравнениями первого порядка или системами дифференциальных уравнений первого порядка. К такой схеме описания сводится довольно большое количество реальных систем. Пусть уравнение динамической системы задано в общем виде  $\dot{x} = F(p_1, p_2, \dots, p_n, x, t) + G\xi(t)$  с начальным условием  $x(t_0) = x_0$  при  $t = t_0$ . Здесь  $G\xi(t)$  - случайное воздействие типа белого шума;  $G$  - интенсивность белого шума;  $p_i$  - параметры динамической системы, отклонения которых от допустимых величин вызывают появление дефекта.

Вероятностным описанием случайного процесса  $x(t)$  будет функция условной плотности распределения вероятностей  $\theta(p_1, p_2, \dots, p_n, x, t/x_0, t_0)$ , являющаяся решением уравнения Колмогорова [11]

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t_0} + k_1(p_i, x_0, t_0) \frac{\partial \varphi}{\partial x_0} + \frac{1}{2} k_2(p_i, x_0, t_0) \frac{\partial^2 \varphi}{\partial x_0^2} = 0, \text{ где } k_1$$

$(p_i, x_0, t_0)$  и  $k_2(p_i, x_0, t_0)$  - коэффициенты сноса и диффузии соответственно. Они определяются из уравнения движения

$$k_1(p_i, x_0, t_0) = \lim_{\Delta t_0 \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta t_0} [F(p_i, x, t) \Delta t_0 + m_\varepsilon(t) \Delta t_0],$$

$$k_2(p_i, x_0, t_0) = \lim_{\Delta t_0 \rightarrow 0} \frac{1}{\Delta t_0} \int_t^{t+\Delta t_0} \int K_\varepsilon(t_1, t_2) dt_1 dt_2,$$

где  $K_\varepsilon(t_1, t_2)$  - корреляционная функция случайного возмущения  $G\xi(t)$ . Для стационарного случайного возмущения типа белого шума с нулевым математическим ожиданием  $m_\varepsilon(t) = 0$  и дисперсией  $\zeta^2 = G$  функция  $K_\varepsilon(t_1, t_2)$  - это дельта-функция  $\delta(\eta)$ , где  $\eta = t_2 - t_1$ .

Из уравнения Колмогорова можно получить уравнение для функции  $f(p_i, x_0, t)$  - плотности вероятности распределения времени первого достижения случайным процессом  $x(t)$  заданной величины  $x_i$  [11, 12]. Полагая процесс стационарным, уравнение для  $f(p_i, x_0, t)$  имеет вид

$$\frac{\partial f}{\partial t} = k_1(p_i, x_0) \frac{\partial f}{\partial x_0} + \frac{1}{2} k_2(p_i, x_0) \frac{\partial^2 f}{\partial x_0^2} \quad (6)$$

с начальными и граничными условиями:  $f(p_i, x, t_0) = \delta(t - t_0)$ ;  $f(p_i, x_0, t) = \delta(x - x_0)$ ;  $f(p_i, x_1, t) = \delta(x - x_1)$ . В этом уравнении (6) коэффициенты сноса и диффузии не зависят от времени. Для задач диагностики и идентификации уравнение (6) дает важный результат. Его решение определяет закон распределения времени достижения обобщенной координатой  $x(t)$  заданного значения  $x_1$  как детерминированную функцию параметров  $p_i$  динамической системы. Зарождение дефекта (отклонение  $\delta p_i$ ) влечет за собой изменения коэффициентов  $k_1(p_i, x_0)$  и  $k_2(p_i, x_0)$  в уравнении (6) и, как следствие, меняет функцию  $f(p_i, x_0, t)$ . Это будет признаком возникновения дефекта. Поскольку каждая неисправность специфическим образом меняет функции  $k_1(p_i, x_0)$  и  $k_2(p_i, x_0)$ , характерные изменения будут наблюдаться и у  $f(p_i, x_0, t)$ . Имея предварительно полученный набор распределений (гистограмм) для каждого дефекта и предъявляя к распознаванию экспериментально полученную гистограмму, по результатам сравнения можно определить конкретный дефект.

Однако особенность дефектов механических систем состоит в непрерывном эволюционном характере развития от стадии зарождения до аварийного отказа. Кроме того, в сложных системах возникновение одного дефекта стимулирует возникновение другого, так что возможно очень широкое разнообразие сочетаний различных дефектных состояний. В такой ситуации предварительное создание "банка дефектов" с соответствующими законами распределения практически невозможно. В этой ситуации локализацию дефектов эффективно проводить на основе регистрации и анализа дополнительных диагностических сигналов, которые непосредственно связаны с процессом формирования дефектов [13]. Например, для механизмов поворотных столов станков такими параметрами являются

угловые скорость поворота  $\omega$  и ускорение  $\varepsilon$  планшайбы - платформы, на которой закрепляют обрабатываемые детали. Характер изменения осциллограммы  $\omega$  и максимальные значения ускорений  $\varepsilon$  планшайбы при торможении свидетельствуют о появлении дефекта в механизме торможения. Дефект состоит в засорении дросселирующих отверстий механизма торможения фрагментами износа и разрушения материала уплотнения поршня гидроцилиндра привода поворота планшайбы. Значительные динамические нагрузки, многократно возникающие при торможении, ведут к смещению планшайбы и потере точности поворотным столом, браку деталей и длительным аварийным простоям оборудования. Таким образом, предлагаемый метод в данном случае будет играть роль индикатора, превентивно на ранних стадиях сигнализирующего о зарождении дефекта и необходимости проведения более глубокой диагностической процедуры.

В заключение следует отметить, что результаты измерения времени получаются в цифровом виде, что исключает этап аналогово-цифрового преобразования и связанного с ним искажения исходной информации.

1. Пронякин В.И. Проблемы диагностики циклических машин и механизмов // Измерительная техника. 2008. № 10. С.9-13.
2. Киселев М.И., Пронякин В.И. Фазовый метод исследовании циклических машин и механизмов на основе хронометрического подхода // Измерительная техника. 2001. № 9. С.15-18.
3. Понтрягин Л.С., Андронов А.А., Витт А.А. О статистическом рассмотрении динамических систем // Журнал экспериментальной и теоретической физики. 1933. Т. 3. Вып. 3. С.165-180.
4. Новицкий П.В., Зограф И.А. Оценка погрешностей результатов измерений. Л.: Энергоатомиздат, 1985. 248 с.
5. Rutman J. Characterization of phase and frequency instabilities in precision frequency sources: fifteen years of progress. Proc. IEEE. 1978. V.66. P. 1048-1075.
6. Allan D.W. Statistics of atomic frequency standards. Proc. IEEE. 1966. V. 54. P.221-230.
7. Barnes J.A., Chi A.R., Cutler L.S., Leeson D.B., McGunidal T.E., Mulla J.A., Smith W.L., Sydnor R.L., Vessot R.F.C., Winkler G.M.R. Characterization of frequency stability. IEEE Trans. Instrum. Meas. 1971. V. IM-20. P.105-120.
8. Вариабельность сердечного ритма. Стандарты измерения, физиологической интерпретации и клинического использования. Вестник аритмологии. 1999. № 11. С. 52-77.
9. Шноль С.Э. Космофизические факторы в случайных процессах. Stockholm: Svenska fysikarkivet, 2009. 388 с.
10. Назолин А.Л. Обнаружение дефектов машин и механизмов циклического действия по временным и виброакустическим параметрам // Необратимые процессы в природе и технике. Часть II. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2013. С.231-235.
11. Болотин В.В. Случайные колебания механических систем. М.: Наука, 1986. 335 с.
12. Тихонов В.И., Миронов М.А. Марковские процессы. М.: Сов. радио, 1977. 488 с.
13. Нахапетян Е.Г. Контроль и диагностирование автоматического оборудования. М.: Наука, 1990. 272 с.

## СТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ TiN К АБРАЗИВНОМУ ИЗНОСУ

А.А. Андреев<sup>1</sup>, О. В. Соболев<sup>2</sup>, И.В. Сердюк<sup>1</sup>, С.В.Федоров<sup>3</sup>, Н.Ю.Черкасова<sup>3</sup>, Н.В. Солис<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Национальный научный центр «Харьковский физико-технический институт»

<sup>2</sup>Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт»

<sup>3</sup>ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», [n.cherkasova@stankin.ru](mailto:n.cherkasova@stankin.ru)

Одной из ключевых проблем синтеза покрытий является обеспечение необходимых функциональных свойств. Для вакуумно-дуговых нитридных покрытий такими свойствами прежде всего являются механические, среди которых высокая стойкость к абразивному износу является в последнее время одной из наиболее востребованных функциональных характеристик.

К наиболее детальному исследованию влияния структурного состояния вакуумно-дуговых нитридных покрытий на уровень их абразивного износа относится работа [1] в которой в качестве анализируемого структурного параметра использовалась кристаллографическая ориентация. В качестве базового параметра бралось отношение интенсивностей дифракционных пиков от плоскостей (111) и (200):  $I(111)/I(200)$ . Показано существенное повышение стойкости к эрозии покрытий при увеличении этого отношения. Однако использование в качестве базового параметра степени совершенства кристаллической ориентации, определяемой по отношению пиковой интенсивности дифракционных линий, можно считать весьма условным параметром для сравнения. И прежде всего это связано с тем, что усиление текстуры (111) при увеличении потенциала смещения определяется повышением макродеформации сжатия в покрытиях [2].

### Цель

Целью данной работы было проанализировать влияние структурного состояния материала, включающего субструктурный уровень и макродеформированное состояние, на абразивную стойкость вакуумно-дуговых покрытий нитрида титана, полученных в интервале давлений азотной рабочей атмосферы  $(1-50)10^{-4}$  Торр.

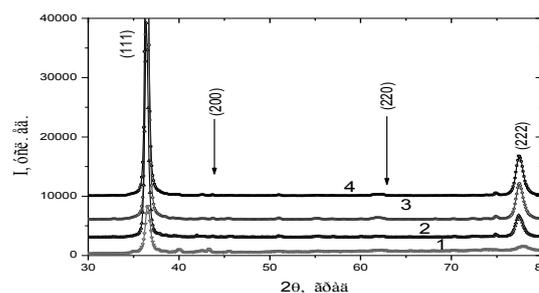
### Методика исследований

Покрывались полированные подложки из нержавеющей стали 12X18H9T. В ряде экспериментов помимо постоянного потенциала смещения на подложке использовали наложение на него высоковольтных импульсов 1200 В с частотой 7 кГц. Фазовый состав и структурное состояние исследовалось методом рентгеновской дифракции на дифрактометре ДРОН-3М с использованием трубки с медным анодом и графитового монохроматора в отраженном пучке. Определение остаточных макронапряжений в покрытиях осуществлялось методом рентгеновской тензометрии (« $a - \sin^2 \psi$ »-метод). Для определения упругой макродеформации помимо плоскостей текстуры использовались отражения от плоскостей (420), (422) и (511).

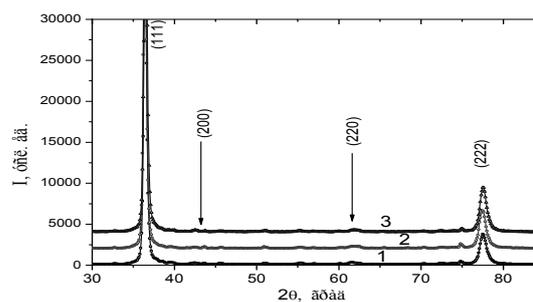
Тесты на изнашивание при помощи метода сферической выемки проводились на приборе «CSM Instrument Calowear». Метод сферической выемки – это процесс формирования выемки посредством стирания материала образца при вращении шара определенного диаметра, покрытого абразивной средой. Размер получающейся выемки определялся при помощи оптического микроскопа, а величина износа рассчитывалась по модели абразивного износа.

### Результаты и обсуждение

Из данных рентгенодифракционных спектров (рис. 1) следует, что во всех случаях формировался монокристаллический нитрид TiN с кубической решеткой типа NaCl и преимущественной ориентацией кристаллитов с осью [111] перпендикулярной плоскости роста.



а



б

Рис. 1 Дифракционные спектры покрытий TiN, полученных при постоянном отрицательном потенциале -230 В. а)- без импульсного воздействия при разном давлении азотной атмосферы  $P_N$ , Торр: 1 -  $1 \cdot 10^{-4}$ , 2 -  $9 \cdot 10^{-4}$ , 3 -  $1,5 \cdot 10^{-3}$ , 4 -  $3 \cdot 10^{-3}$  б)- при импульсного воздействия с амплитудой 0,6 кВ (длительность 10 мкс, частота 7 кГц).  $P_N$ , Торр: 1 -  $9 \cdot 10^{-4}$ , 2 -  $1,5 \cdot 10^{-3}$ , 3 -  $3 \cdot 10^{-3}$

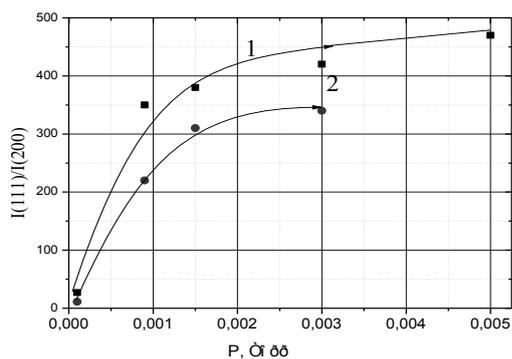


Рис.2. – Зависимости отношения интенсивностей дифракционных пиков от плоскостей (111) и (200) от давления рабочей азотной атмосферы при осаждении покрытий.

На рисунке 3 приведены результирующие данные испытания покрытий на стойкость к абразивному износу. Видно, что наибольшую износостойкость показывают покрытия, полученные в режиме высоковольтного импульсного воздействия (зависимость 2 на рис.3). Прослеживается также характерная тенденция повышения износостойкости с увеличением давления.

Таким образом, одним усилением степени текстурированности нельзя обосновать повышение износостойкости покрытий полученных в режиме импульсной стимуляции. О многофакторности влияния свидетельствует также неомонотонность поведения кривой 2 на рис.3.

К определяющим механические свойства покрытия структурным факторам следует отнести размер кристаллитов и макродеформированное состояние [3].

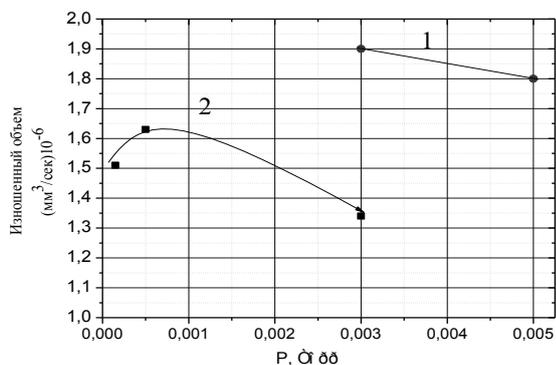


Рис. 3 - Зависимость величин абразивного износа TiN покрытий от давления азота в вакуумной камере в процессе осаждения: 1- без импульсного воздействия, 2 – с высоковольтной импульсной стимуляцией.

Для определения размера кристаллитов покрытий в работе использовался метод аппроксимации формы дифракционного отражения функцией Коши. Для всех исследованных покрытий наблюдается увеличение среднего размера кристаллитов при повышении давления, что определяется тем, что при низком азотном давлении количество и заряд ионов увеличиваются и формируют дефектную структуру на поверхности с

большим числом центров кристаллизации. при низком давлении основной вклад в развитие микродеформации вносят ускоренные в поле потенциала смещения частицы

Повышение стойкости к абразивному износу хорошо коррелирует с уменьшением среднего размера кристаллитов при импульсном воздействии.

Анализ полученных зависимостей показывает, что использование импульсной стимуляции значительно уменьшает напряженно-деформированное состояние при давлениях  $P_N > 2 \cdot 10^{-3}$  Торр для которых отмечен наименьший износ. При этом величина деформации во всем диапазоне давлений при импульсной стимуляции изменяется в узком интервале: -1,8...-1,9%.

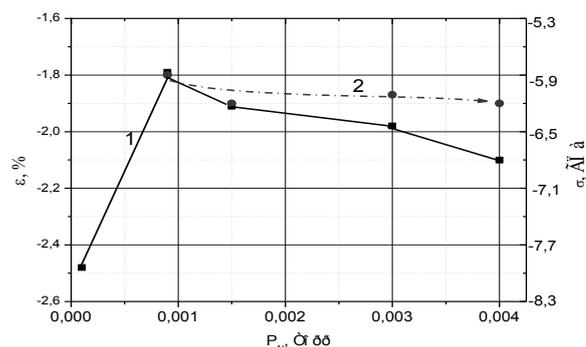


Рис. 5 Изменение напряженно-деформированного состояния текстурированных (111) кристаллитов покрытий TiN, полученных при постоянном отрицательном потенциале -230 В и разном давлении азотной атмосферы без импульсного воздействия (1) и при импульсной стимуляции (2).

Таким образом, наибольшее влияние на стойкость к абразивному износу TiN покрытий оказывает размер кристаллитов. В сочетании с текстурой [111] и сравнительно невысокой степенью деформации при высоком давлении (при использовании импульсного режима) это приводит к наименьшему абразивному износу покрытий.

### Выводы

1. Полученные покрытия нитрида титана, как при импульсном режиме стимуляции, так и без него в интервале давлений  $(1-50)10^{-4}$  Торр характеризуются однофазным состоянием моонитрида титана с кубической решеткой.
2. Подача постоянного отрицательного потенциала смещения на подложку, величиной -230 В, стимулирует во всем интервале давлений формирование текстуры (111).
3. Степень совершенства текстуры (111) повышается с увеличением давления азотной рабочей атмосферы при осаждении.
4. Импульсное высоковольтное воздействие при осаждении приводит к разориентирующему эффекту при росте и в сравнении с безимпульсным режимом сопровождается уменьшением среднего размера кристаллитов и меньшей по величине макродеформацией.

5. Влияние структурного состояния на стойкость к абразивному износу нельзя свести к зависимости от степени текстурированности. Это многофакторный процесс, к определяющим факторам которого можно отнести наноразмер зерен-кристаллитов и макродеформированное состояние сжатия в покрытии, величиной -1,8...-1,9%.
1. Sue J.A., Troue H.H. Effect of crystallographic orientation on erosion characteristics of ARC evaporation titanium nitride coating // *Surf. & Coat. Tech.* **33**, 169-181 (1987)
2. Sobol' O. V., Pogrebnyak A.D., Beresnev V.M., "Effect of the Preparation Conditions on the Phase Composition, Structure, and Mechanical Characteristics of Vacuum-Arc Zr-Ti-Si-N Coatings", *Physics of Metals and Metallography*, **112**:2 (2011), 188–195
3. Azarenkov N.A., Sobol O.V., Pogrebnyak A.D., Beresnev V.M., Lytovchenko S.V., Ivanov O.N. *Matrialovedenie neravnovesnogo sostoyania modifitsirovannoy poverhnosti* [The materials science of non-equilibrium states of modified surface]. Sumy, Sumy State University, 2012. 683 p
4. *K.L. Rutherford and I.M. Hutchings* A micro-abrasive wear test, with particular application to coated systems. // *Surface & Coatings Technology*, **79**. pp. 231-239. (1996).

## АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ИНФОРМАЦИОННО-ПОИСКОВАЯ СИСТЕМА КОНСТРУКТОРСКОЙ ДОКУМЕНТАЦИИ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ

А.М.Арзыбаев

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [is\\_arzybaev@mail.ru](mailto:is_arzybaev@mail.ru)

### Постановка задачи исследования

При проектировании приспособлений конструктор проводит поиск информации о приспособлениях для решения заданной задачи.

В качестве источников информации выступают архив приспособлений предприятия, справочники, различные методические разработки и специальная литература.

Наиболее важным источником информации является архив предприятия, т.к. там велика вероятность наличия приспособлений, используемых на предприятии для решения аналогичных задач.

Однако поиск приспособлений-аналогов в архиве предприятия практически невозможен, т.к. приспособления поступают в архив с обозначением, не несущим информацию о его конструкции.

Кроме того, поиск приспособлений-аналогов требует больших затрат времени из-за многочисленных источников информации, при этом не все они доступны по организационным причинам.

В результате затраты времени на поиск приспособлений-аналогов, как правило, входят в противоречие со сжатыми сроками на проектирование, вследствие чего конструктор вынужден создавать конструкции приспособлений практически заново.

Это существенно повышает трудоемкость проектирования приспособлений, снижает качество проектных решений, увеличивает трудоемкость их изготовления и доводки[1].

В связи с изложенным, создание автоматизированной информационно-поисковой системы приспособлений (АИПС КД) имеет большое практическое значение.

### Общие положения

Предлагаемая АИПС КД приспособлений является эффективным средством решения проблемы поиска и отбора приспособлений-аналогов, как в архиве предприятия, так и в других источниках информации.

Эта система была создана в Институте Машиноведения РАН. При ее разработке был предложен оригинальный классификатор приспособлений, который включает классификационные признаки, описывающие как постановку задачи, так и признаки, отражающие конструкцию приспособлений.

В основе АИПС КД лежит база данных, содержащая на каждое приспособление в архиве его цифровой код и инвентарный номер, присвоенный ему в архиве.

Конструктор при поиске приспособления аналога задает первую часть кода, описывающего постановку задачи (габариты заготовки, комплект технологических баз и др.), по которой устанавливается наличие чертежей приспособлений.

Если такое приспособление имеется в архиве, то на экране компьютера высвечивается код этого приспособления и его инвентарный номер, по которому в архиве находят чертежи приспособления.

Формирование базы данных осуществляется на основе кодирования чертежей приспособлений, имеющихся в архиве, а так же кодированием новых приспособлений одновременно с присвоением им инвентарных номеров.

Работа с системой ведется в диалоговой форме, что делает ее предельно простой для пользователей. Применение АИПС КД создает условия компетентного, качественного и оперативного отбора самим конструктором ряда альтернативных вариантов станочных приспособлений, при сокращении затрат времени на традиционные рутинные процедуры проектирования.

### Результаты

Применение АИПС КД приспособлений позволяет:

- на порядок сократить затраты времени на поиск приспособлений-аналогов;
- в несколько раз сократить трудоемкость проектирования приспособлений и повысить их качество за счет использования приспособлений-аналогов;
- значительно сократить трудоемкость изготовления и доводки приспособлений за счет повышения качества проектных решений.

1. Арзыбаев А.М. Разработка автоматизированной информационно-поисковой системы конструкторской документации приспособлений/ Будущее машиностроения России-2013.Материалы VI всероссийской конференция молодых ученых и специалистов: Сборник докладов.-2013.-114с.

## СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ

Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Мельшанов А.Ф., Москвитин Г.В.,  
Пугачёв М.С.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [gvmoskvitin@yandex.ru](mailto:gvmoskvitin@yandex.ru)

Газодинамическое напыление разнообразных покрытий применяется в промышленности для устранения механических повреждений деталей, которые появляются как в процессе производства, так и эксплуатации деталей в составе механизмов. Нанесение металла на детали и изделия из легких сплавов, прежде всего алюминиевых или алюминидомагниевого, считается наиболее эффективным направлением применения технологии. Устранение течи рабочих газов и жидкостей в случаях, когда невозможно использование стандартных герметиков, в частности при ремонте сосудов, работающих под давлением или при низких и высоких температурах, защита поверхности от коррозии при нанесении цинка, никеля, алюминия так же являются перспективными направлениями использования газодинамического напыления покрытий [1].

При нанесении покрытий использовалась газодинамическая установка модели «ДИМЕТ – 404» и механическая смесь порошков меди, никеля и цинка с корундом в соотношении 1:1 [1]. Наносимые покрытия исследовались с использованием металлографического, дюрOMETрического, рентгеноструктурного и спектрального анализов. Проводились испытания напыленного металла на когезию, адгезию и коррозионную стойкость.

Твёрдые частицы корунда в механической смеси твёрдых и пластичных частиц необходимы для деформации пластичных частиц и уплотнения формируемого слоя металла (покрытия). Структура и свойства покрытий, нанесённых на поверхность стали, определяются в основном двумя процессами, а именно деформацией пластичных частиц твёрдыми и содержанием оксида алюминия в слое металла [2].

Спектральный анализ покрытия, напыленного при 450°C показал, что массовая доля содержания оксида алюминия в нанесённом слое никеля и меди составляет 1,09% и 1,1% соответственно, а при напылении алюминия и цинка количество корунда повышается до 4,6%.

Твёрдость нанесённого слоя меди существенно зависит от температуры и времени напыления (табл.1). Напыление при низкой температуре сопровождается повышением твёрдости до уровня 1600 МПа с увеличением продолжительности процесса. Нанесение покрытия при высокой температуре сопровождается снижением твёрдости за счёт процессов, проходящих в деформированном металле при нагреве [2].

Таблица 1

Количество проходов	Твёрдость МПа (ср.)		
	Температура напыления, °C		
	180	360	540
1	-	1280	1260
3	1320	1400	1396
5	1630	1462	1289
5 ⊗	864	663	678

Примечание: 5 ⊗ - результаты измерения твёрдости меди после термической обработки при температуре 780 °C и выдержке 4 часа.

Термическая обработка (отжиг) нанесённого металла в печи при температуре 780°C и выдержке 4 часа позволила выявить, что основное влияние на повышение твёрдости (около 50%) оказывает деформация пластичных частиц твёрдыми. Вклад оксида алюминия в повышение твёрдости покрытия меди составляет 15-20% при напылении с температурой 270°C (содержание корунда 1,27%) и 20-25% при напылении с температурой 450°C (содержание корунда 1,09%).

Адгезия нанесённого покрытия меди к подложке из стали, нанесённого при 450°C не менее 45 МПа, а когезия (прочность) составляет 54 МПа [2]. При снижении температуры напыления покрытия меди адгезия падает, а когезия повышается.

Коэффициент трения медного покрытия, нанесённого при температуре 270°C при испытании в масле в паре с шариком из стали ШХ15, имеет более высокое значение - 0,08-0,09 (см. линию 1, рис.1), чем у медного покрытия, напыленного при температуре 450°C, где коэффициент трения находится в интервале 0,07-0,08 (см. линию 2, рис.1). При работе с покрытием меди, нанесённым при низкой температуре шарик из стали ШХ15 истирается, что связано с более высоким содержанием корунда в слое металла [3]. На поверхности слоя меди, нанесённого при высокой температуре, отмечены следы пластической деформации от воздействия шарика.

Твёрдость покрытия никеля в зависимости от температуры и времени напыления находится в диапазоне 2200-2800 МПа. Рентгеноструктурный анализ нанесённого покрытия позволил выявить, что решётка искажается и исходное зерно измельчается с формированием блоков размером 105 нм. Коэффициент трения при испытании в паре с шариком из стали ШХ15 в масляной ванне в диапазоне нагрузок 34-58 МПа находится в пределах 0,04-0,06 (см. линию 3, рис.1).

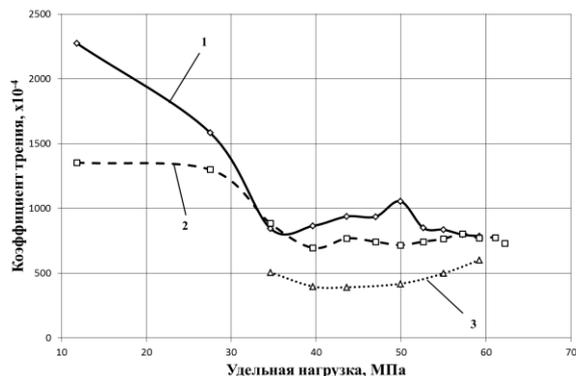


Рис. 1 - Изменение коэффициента трения в зависимости от удельного давления: 1 – медь (270°C); 2- медь (450°C); 3- никель (450°C)

Коррозионные испытания стали 20 с нанесёнными покрытиями никеля и цинка были проведены в среде слабого электролита. Для выявления влияния таких факторов как пористость и напряжения покрытие никеля после напыления подверглось отпуску, либо было нанесено на подложку из медного покрытия. Результаты испытания продолжительностью 12 недель показали повышение сопротивления коррозии до 20 раз при использовании покрытия меди, нанесённого на подложку из меди (табл. 2) [4]

Таблица 2

Скорость коррозии, $\text{кг/м}^2 \text{ год} \times 10^{-15}$				
Сталь 20	Сталь 20 с покрытием никеля	Сталь 20 с покрытием никеля и обработкой поверхности	Сталь 20 с покрытием никеля и последующей Т/О	Сталь 20 с покрытием никеля, нанесённым на подложку меди
№1	№2	№3	№4	№5
27,3	14,3	20,0	5,8	1,34
Повышение сопротивления коррозии, раз				
-	1,9	1,4	4,7	20,4

Твёрдость цинка при напылении в разном диапазоне температур не превышает 600 МПа и в основном связана с содержанием корунда в покрытии. Когезия покрытия, не смотря на более высокое содержание корунда, составляет 56 МПа, что связано с низкой температурой плавления металла; повышением пластичности частиц и их плотным соединением под воздействием частиц корунда.

Скорость коррозии у образцов из стали 20 покрытых цинком методом холодного газодинамического напыления после испытаний в течение 2016 часов составляет  $0,63 \times 10^{-15} \text{ кг/м}^2 \text{ год}$  (см. №2, табл.3). У образцов из низкоуглеродистой стали с покрытием цинка, нанесённым мето-

дом горячего цинкования скорость коррозии в той же коррозионной среде выше и составляет  $1,0 \times 10^{-15} \text{ кг/м}^2 \text{ год}$  (см. №3, табл.3). Таким образом, нанесение покрытия цинка на сталь 20 методом газодинамического напыления позволяет снизить скорость коррозии низкоуглеродистой стали до 43 раз [5].

Таблица 3

Скорость коррозии, $\text{кг/м}^2 \text{ год} \times 10^{-15}$		
Сталь 20	Сталь 20 с покрытием цинка, нанесённым методом ГДН	Сталь 08Ю с покрытием цинка, нанесённым методом горячего цинкования
№1	№2	№3
27,3	0,63	1,0
Повышение сопротивления коррозии, раз		
-	43,3	27,0

Высокая твёрдость цинкового покрытия предполагает высокую способность поверхности сопротивляться разрушению в условиях воздействия коррозионно – абразивной среды.

#### Выводы

Покрытия меди, никеля и цинка, нанесённые методом холодного газодинамического напыления, обладают высокими механическими характеристиками - твёрдостью, адгезией, когезией.

Коэффициент трения медного и никелевого покрытия при работе в масляной ванне в сопряжении со сталью ШХ15 имеет достаточно низкие значения 0,07-0,08 и 0,04-0,06 соответственно.

Нанесение покрытия никеля и цинка способно повысить сопротивление разрушению низкоуглеродистой стали под воздействием коррозионной среды до 20 раз и 43 раз соответственно.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 14-08-00634 А).

1. Димет. Применение технологии и оборудования. Режим доступа: <http://www.dimet-r.narod.ru/> (дата обращения: 26.03.2013).
2. Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Мельшанов А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. Свойства медных покрытий нанесённых газодинамическим напылением // Упрочняющие технологии и покрытия. 2011. №9. С.17-23.
3. Архипов В.Е., Балашова А.В., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. Повышение качества газодинамических покрытий // Вестник машиностроения. 2012. №8. С. 48-51.
4. Дунаев А.В., Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. Триботехнические характеристики газодинамических покрытий // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2013. №8. С. 37-42.
5. Архипов В.Е., Дубравина А.А., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С., Хрущов М.М. Коррозионные свойства покрытий, нанесённых газодинамическим напылением // Коррозия: металлы, защита. 2014. №4. С. 33-38.

## КИНЕТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АЛЮМИНИЕВО-МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ С ВОДНЫМ РАСТВОРОМ ГИДРОКСИДА НАТРИЯ

Ф.З. Бадаев, В.В. Рыбальченко, А.Х. Хайри, А.А. Васин

Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия; [bfz1@mail.msiu.ru](mailto:bfz1@mail.msiu.ru)

### Цель

В последнее время заметно возрос интерес исследователей к изучению взаимодействия алюминия и его сплавов с водой и водными растворами гидроксидов щелочных металлов. Во-первых, это связано с перспективой использования этого процесса в водородной энергетике. Алюминий и сплавы на его основе рассматриваются как эффективные водород-генерирующие материалы для создания автономных экологически чистых энергетических установок, которые могут использоваться в местах, лишенных централизованного энергоснабжения.

В настоящее время также активно проводятся исследования в области создания автомобилей с водородным топливом. Поэтому актуальными являются работы по созданию бортовой установки получения водорода на основе реакции алюминия или алюминиевых сплавов с водными растворами гидроксидов щелочных элементов.

Другим технологическим направлением исследования реакции алюминия и его сплавов с водой и водными растворами щелочей является получение различных форм высокодисперсных гидроксидов и оксидов алюминия. К ним относятся бемит, гибсит, байерит, диаспор, модификации оксида алюминия, которые могут быть востребованы в промышленности для получения высокопрочных керамических материалов, теплозащитных покрытий, носителей для катализаторов, материалов медицинского назначения.

В связи с этим изучение реакции различных алюминиевых сплавов с растворами щелочей имеет важное прикладное значение. Сведения о характере взаимодействия алюминиевых сплавов с раствором щелочи представляет интерес, так как, изменяя состав сплавов и раствора щелочи, можно управлять процессом генерации водорода.

Целью настоящей работы было исследование кинетических особенностей реакции взаимодействия алюминиево-магниевого сплава с водным раствором гидроксида натрия в широком диапазоне концентраций.

### Материалы и методы

Для проведения реакции использовали растворы гидроксида натрия NaOH, которые готовили из соответствующего реактива марки «ч.д.а.» путем растворения навески кристаллического вещества в дистиллированной воде.

Кинетику реакции алюминия и алюминиевых сплавов с водным раствором NaOH изучали волюмометрическим методом по объему выделяющегося

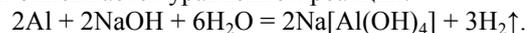
водорода. Молярная концентрация водных растворов NaOH составляла  $C_{\text{NaOH}} = 2-18$  моль/л, молярное отношение алюминия и гидроксида натрия составляло 1:2.

Во всех экспериментах использовали компактные образцы технического алюминия и сплавов АМг3 (массовая доля магния  $\omega_{\text{Mg}} \approx 3\%$ ), АМг6 ( $\omega_{\text{Mg}} \approx 6\%$ ), АМг12 ( $\omega_{\text{Mg}} \approx 12\%$ ), АМг20 ( $\omega_{\text{Mg}} \approx 20\%$ ). Чистота технического алюминия составляла 99,4% (масс.). Образцы представляли собой пластины с площадью поверхности  $S = 7-10$  см<sup>2</sup> толщиной  $h = 1,5-2$  мм. Образец сплава помещали в предварительно термостабилизированный стеклянный реактор, содержащий 30 мл водного раствора гидроксида натрия, соединенный с термостабилизированной волюмометрической системой.

Для оценки энергии активации реакции  $E_a$  проведено изучение реакции при температурах 20, 35, 50°C ( $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л).

### Результаты и их обсуждение

Взаимодействие алюминия с раствором NaOH является сложным гетерогенным процессом, который описывается уравнением реакции:



Известно, что магний не реагирует с водными растворами щелочей.

Исследование зависимости начальной скорости реакции от концентрации гидроксида натрия провели для сплавов АМг3, АМг12, АМг20 и для алюминия в диапазоне молярных концентраций  $C_{\text{NaOH}} = 2-18$  моль/л. На рис. 1 представлена зависимость начальной скорости реакции от молярной концентрации раствора NaOH. Установлено, что для сплава АМг3 и алюминия зависимости имеют максимум около концентрации  $C_{\text{NaOH}} = 6$  моль/л. Для сплава АМг12 максимум наблюдается при концентрации около  $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л (на рисунке не показано). Для сплава АМг20 максимум наблюдается при концентрации около  $C_{\text{NaOH}} = 14$  моль/л.

Уменьшение начальной скорости реакции после максимума некоторые исследователи связывают с образованием на поверхности твердых алюминатов или продуктов их гидролиза [1]. По нашему мнению, уменьшение начальной скорости реакции после максимума может быть также связано с уменьшением термодинамической активности воды, которая участвует в процессах гидратации катионов и анионов.

В работе [2] методом рентгеновской фотоэлектронной спектроскопии изучен фазовый состав поверхности частиц порошков сплавов Al – Mg с со-

держанием магния 10 – 50 % масс. Было установлено, что в поверхностном слое содержится значительно больше магния, чем в сплаве. Это объясняется тем, что магний является поверхностно-активным веществом по отношению к алюминию.

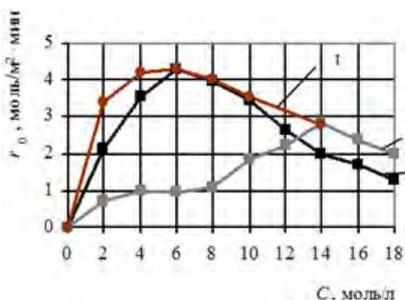


Рис. 1. Зависимость начальной скорости реакции  $r_0$  для сплавов АМг3 (1), АМг20 (2) и алюминия (3) от концентрации гидроксида натрия ( $T = 25\text{ }^\circ\text{C}$ )

На основании полученных результатов авторы предположили, что наиболее вероятное оксидное соединение в поверхностной пленке – алюминат магния  $\text{MgAl}_2\text{O}_4$ . При отклонении соотношения атомных количеств магния и алюминия в поверхностном слое от стехиометрического для алюмината (1 : 2) при избытке алюминия образуется двухфазная структура из алюмината магния и оксида алюминия.

В нашем случае наибольшее количество алюмината магния в поверхностной пленке должно образоваться в сплаве с наибольшим содержанием магния АМг20. Возможно поэтому начальные скорости при взаимодействии водного раствора  $\text{NaOH}$  со сплавом АМг20 наименьшие в диапазоне концентраций  $C_{\text{NaOH}} = 2\text{--}10$  моль/л.

На рис. 2 представлена зависимость объема выделившегося водорода (из расчета на  $1\text{ см}^2$  площади поверхности) от времени при температуре  $20\text{ }^\circ\text{C}$  на начальных участках кинетических кривых при концентрации  $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л. Из рис. 2 видно, что скорость выделения водорода в случае сплава АМг3 больше, чем для алюминия.

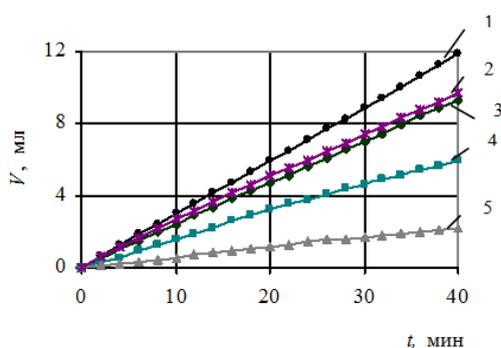


Рис. 2. Зависимость объема выделившегося водорода  $V$  (на  $1\text{ см}^2$  площади поверхности) от времени  $t$  при температуре  $20\text{ }^\circ\text{C}$  для различных сплавов ( $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л): 1 – сплав АМг3; 2 – сплав АМг20; 3 – Al; 4 – сплав АМг12; 5 – сплав АМг20

Во всех исследованных случаях приблизительно через 5 мин после начала реакции скорость реакции  $r$  становилась максимальной и приобретала некоторое постоянное значение (рис. 3), которое сохранялось в течение не менее 40 – 50 мин.

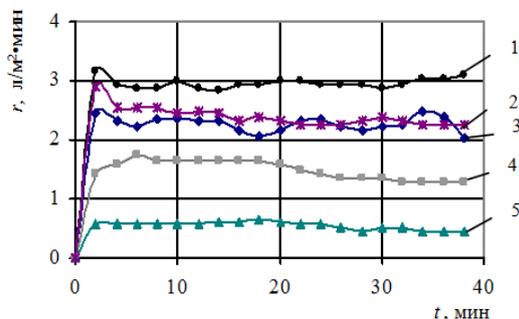


Рис. 3. Зависимость скорости реакции  $r$  от времени  $t$  при температуре  $20\text{ }^\circ\text{C}$  для различных сплавов ( $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л): 1 – сплав АМг3; 2 – сплав АМг6; 3 – Al; 4 – сплав АМг12; 5 – сплав АМг20

Из рис. 3 видно, что по мере увеличения содержания магния в сплаве скорость реакции постепенно уменьшается. Для сплава АМг3 максимальная скорость реакции  $r$  составляла около  $3,0\text{ л}/(\text{м}^2\cdot\text{мин})$ . Для сплава АМг6 и алюминия максимальная скорость реакции приблизительно одинакова.

Самое низкое значение максимальной скорости  $r$  наблюдалось для образца сплава АМг20:

$r \approx 0,5\text{ л}/(\text{м}^2\cdot\text{мин})$ , что приблизительно в 6 раз меньше, чем для сплава АМг3. Столь значительное уменьшение скорости реакции, по-видимому, связано не только с уменьшением содержания алюминия в нём, но и со структурными особенностями алюминиево-магниевых сплавов по мере увеличения содержания магния в сплаве.

Для оценки зависимости начальной скорости реакции алюминиево-магниевых сплавов с раствором  $\text{NaOH}$  от температуры были получены кинетические кривые для каждого сплава и алюминия при температурах  $20, 35, 50\text{ }^\circ\text{C}$  ( $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л). Оценку энергии активации проводили по формуле:

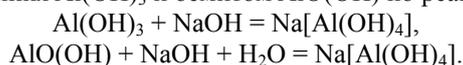
$$E_a = \frac{RT_1T_2 \ln \frac{r_{02}}{r_{01}}}{T_2 - T_1},$$

где  $r_{01}$  и  $r_{02}$  – начальные скорости реакции при температурах  $T_1$  и  $T_2$ ;  $R$  – универсальная газовая постоянная. Результаты расчетов приведены в таблице.

Из таблицы видно, что для алюминия и рассматриваемых сплавов АМг энергия активации составляет  $48\text{--}57\text{ кДж}/\text{моль}$ . Полученные значения эффективной энергии активации свидетельствуют о том, что реакции алюминия и изученных алюминиевых сплавов с раствором гидроксида натрия протекают в кинетическом режиме.

В работе [3] определено значение энергии активации взаимодействия алюминия с водным рас-

твором щелочи в диапазоне малых концентраций гидроксид-ионов 0,001 – 0,1 моль/л, которое равно  $E_a \approx 71$  кДж/моль. Меньшее значение энергии активации, полученное в нашей работе при значительно большей концентрации щелочи ( $C_{\text{NaOH}} = 4$  моль/л), по-видимому, связано с тем, что с поверхности металла в концентрированных растворах более эффективно удаляются продукты реакции. Гидроксид натрия может взаимодействовать с гидроксидом алюминия  $\text{Al}(\text{OH})_3$  и бемитом  $\text{AlO}(\text{OH})$  по реакциям:



При этом уменьшается толщина пленки твердых продуктов, что облегчает диффузию молекул воды к поверхности алюминия или алюминиевого сплава.

Таблица.

Энергия активации реакций взаимодействия алюминия и алюминиево-магниевых сплавов с водным раствором гидроксида натрия

Материал	Al	AMг3	AMг6	AMг12	AMг20
Энергия активации $E_a$ , кДж/моль	57	51	48	48	55

### Заключение

Экспериментально исследованы кинетические особенности реакций алюминиево-магниевых сплавов с водным раствором гидроксида натрия. Установлено, что максимальная скорость выделения водорода для сплава AMг3 больше, чем для алюминия. При увеличении содержания магния в сплавах

(AMг6, AMг12, AMг20) наблюдается постепенное уменьшение максимальной скорости выделения водорода.

Изучена зависимость начальной скорости изученных реакций от температуры. Проведена оценка эффективной энергии активации.

Результаты проведенного исследования могут быть использованы при проектировании автономных генераторов водорода, а также при разработке технологии получения порошковых материалов на основе оксида алюминия из отходов машиностроительных производств.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки Российской Федерации в рамках государственного задания 3.3145.2011 на оборудовании Центра коллективного пользования МГИУ «Научное оборудование в машиностроении».

1. К вопросу о коррозии алюминия в щелочах / В.В. Сысоева, Е.Д. Артюгина, В.Г. Городилова, Е.А. Беркман // Ж. прикладной химии. 1985. Т.58, № 4. С. 921-924.

2. Генерация водорода при взаимодействии порошков металлов и сплавов системы алюминий-магний с водой, кислотным и щелочным растворами / А.Ю. Баймаков, С.Ю. Петрович, В.А. Липин и др. // Научно-технические ведомости Санкт-Петербургского политехнического университета. 2013. № 2 (171). С. 151-157.

3. Кинетика взаимодействия алюминия с водой и водными растворами щелочей / Б.А. Лурье, А.Е. Чернышов, Н.Н. Перова, Б.С. Светлов // Кинетика и катализ. 1976. Т. 17. № 6. С. 1453-1458.

## АВТОМАТИЗАЦИЯ АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ

Балыков А.В.

ООО «РусАтлант», Москва, Россия

Перед предприятиями стоит задача по повышению технического уровня опто-, акусто-электронных компонентов, обновляемых на основе новых конструктивных неметаллических материалов и существенному расширению объёмов их производства. Эта область высоких технологий развивается чрезвычайно быстро и включает лазерную технику, оптоэлектронику, лазерно-оптическое приборостроение, уровень развития которых, во многом определяет функциональность и качество навигационного оборудования. По данным экспертов мировой рынок этого направления оценивают от 300 до 400 миллиардов долларов в год и растёт он ежегодно с темпом 15%.

Для решения поставленных задач необходима комплексная автоматизация наукоемких технологических процессов изготовления датчиков, измерителей, чувствительных элементов. В первую очередь это относится к технологии механической обработки лазерных гироскопов, прицелов, микросхем, линий задержек, резонаторов, фильтров, датчиков давления, вибрации, ускорения и др. В качестве конструктивных материалов для изготовления находят широкое применение хрупкие неметаллические материалы: ситаллы, стекло, поликор, пьезокерамика, кварц, стекло, ферриты, лейкосапфир, лангаты и пр. Эти материалы отличаются высокой твердостью, прочностью, повышенной хрупкостью и плохой обрабатываемостью. Алмазная обработка является одним из наиболее эффективных методов формообразования деталей из хрупких твердых неметаллических материалов.

Процессы механической обработки деталей из неметаллических материалов: резка, сверление и зенкерование отверстий, глубинное шлифование по целому, координатное и профильное шлифование кромки и facets, гравирование, нарезание резьбы – проходят в самых экстремальных условиях, в которых традиционные алмазные инструменты, изготавливаемые гальваническим закреплением алмазных зёрен и методом порошковой металлургии, не решают поставленных задач. В связи с отсутствием необходимых алмазных и эльборовых инструментов на отечественном и зарубежном рынках проблемы обработки новых материалов становятся существенным препятствием к их внедрению.

В тоже время при автоматизации процессов механической алмазной обработки деталей из неметаллических хрупких материалов для

получения большой точности геометрических размеров и высокого класса чистоты поверхности необходимо иметь такой режущий инструмент, который обладал бы хорошей режущей способностью и высокой размерной стойкостью. Всем этим требованиям удовлетворяет алмазно-абразивный инструмент «МонАлиТ».

Российская фирма «РусАтлант» создала уникальную серийную технологию изготовления алмазно-абразивного высокопроизводительного и износостойкого инструмента нового поколения «МонАлиТ», имеющего оптимальное соотношение цена-ресурс. Алмазные инструменты "МонАлиТ" производятся методом пропитки в неметаллических пресс-формах. Сущность метода заключается в соединении металлизированных алмазных зёрен расплавом связки. Форма с засыпанными алмазами помещается в вакуумную печь, где при температуре свыше 1000°C происходит заполнение оставшегося свободного пространства сплавом и диффузионная сварка металлизированных зёрен друг с другом.

Предельная концентрация и монолитная упаковка алмазов, особенности технологии позволяют изготавливать инструмент любой формы с размерами до 1 мм. Технология изготовления обеспечивает одинаковую работоспособность инструмента "МонАлиТ" по всему объёму режущей части.

Это стало возможным в результате теоретического и экспериментального изучения процессов, одновременно протекающих на контакте алмазного инструмента и материала детали. При обработке неметаллических материалов согласно закону Гука преобладает процесс хрупкого разрушения.

Мерой трещиностойкости [1] является критический коэффициент интенсивности напряжений  $k_c$ , который пропорционален критическому напряжению, при котором происходит образование трещины длиной  $C_L$ :

$$k_c = \sigma_c \sqrt{\pi \cdot C_L}$$

где  $\sigma_c$  – критическое напряжение образования трещины. Для определенного материала  $k_c$  – величина постоянная, устанавливаемая экспериментально.

Для условий контактных деформаций упругих тел Герцем был разработан закон, экспериментально подтвержденный Ауэрбахом, согласно которому:

$$P_{кр} = B \cdot r$$

где  $P_{кр}$  – критическая нагрузка при образовании микротрещины в хрупком материале;  $r$  – радиус вдавливаемого индентора (зерна);  $B$  – постоянная Ауэрбаха.

Процесс работы единичного зерна (рис.1) можно представить следующим образом. Зерно, заглубленное в металлическую связку на определенную глубину, совершает сложное движение вглубь обрабатываемого материала. Результирующее перемещение определяется сложением перемещений инструмента, как общей системы зерно-связка, и перемещениями самого зерна в процессе контакта с обрабатываемым материалом.

Основным действующим фактором, обеспечивающим диспергирование поверхности при алмазном сверлении является осевая сила резания  $P_y$ , которая создает напряжения в материале, зерне и связки. Подтверждением зависимости диспергирования поверхности хрупких неметаллических материалов от силы резания являются опыты [2], проведенные на специальном стенде со стабилизацией осевой силы резания.

На рис.2 представлены записи сигналов акустической эмиссии (АЭ) для частот 100 и 200 кГц, величины подачи и осевой силы резания при

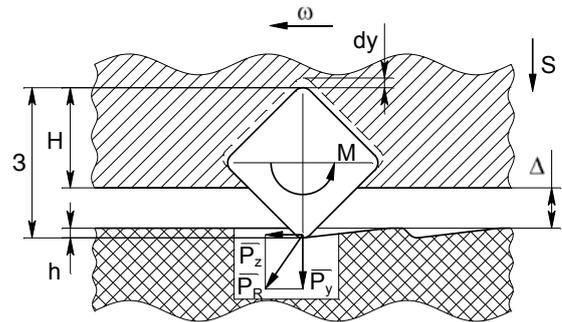


Рис. 1. Схема, поясняющая работу единичного зерна

при сверлении плат из ситалла толщиной 1 мм подковообразными сверлами диаметром 3 мм из алмазов AC20, зернистостью 100/80, концентрацией 100%. Процессы реализованы в условиях адаптивной системы управления с рабочими стабилизируемыми осевыми силами резания  $P_y$ , равными 35 Н и 50 Н.

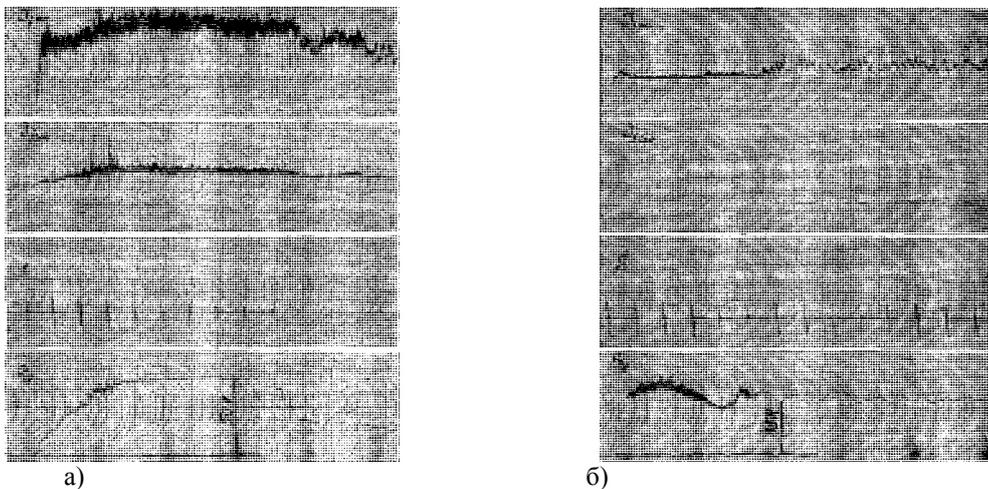


Рис.2 Записи силы резания, величины подачи и акустogramм:  
а) при  $P_y = 50$  Н, б) при  $P_y = 35$  Н

Для обеспечения диспергирования поверхности обрабатываемого материала, стабилизируемая осевая сила резания должна быть больше критической силы резания, соответствующей порогу хрупкого разрушения материала.

Величины напряжений резания, создаваемые единичным алмазным зерном в обрабатываемом материале, должны быть больше его предела прочности при хрупком разрушении. Это соотношение с учетом сил резания и площадей контакта может быть записано в следующем виде.

$$\sigma_{\partial} \geq \sigma_p \rightarrow \sigma_{\partial} \cdot F_{\kappa} \geq \sigma_p \cdot F_{\kappa} \rightarrow P_{y\partial} \geq P_{yp}$$

где  $\sigma_p$  – предел прочности хрупкого разрушения материала;  $\sigma_{\partial}$  – напряжения, создаваемые на материале и зерне;  $P_{y\partial}$  – действующая сила резания;  $P_{yp}$  – критическая сила резания, соответствующая порогу разрушения материала.

Основные особенности и положения теории шлифования деталей из хрупких неметаллических материалов были применены при разработке новых конструкций и выборе характеристик алмазно-абразивных инструментов «МонАлиТ».

1. Пестриков В.М., Морозов Е.М. Механика разрушения твердых тел. СПб., Профессия, 2004г

2. Балыков А.В., Алмазное сверление отверстий в деталях из хрупких неметаллических материалов. М.: Наука и технология, 2003, с. 187

## МОДЕЛИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ СИСТЕМЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА С УЧЕТОМ ДОСТОВЕРНОСТИ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ НА ЭТАПЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ

В.В. Белова<sup>1</sup>

<sup>1</sup>ОАО РКК Энергия им. С.П. Королева, Королев, Россия; [post@rsce.ru](mailto:post@rsce.ru)

### Цель

Оценить влияние факторов достоверности и характеристик средств контроля на надежность объекта контроля по результатам анализа автоматизированного расчета и моделирования надежности системы обеспечения теплового режима транспортного грузового корабля (ТГК) «Прогресс».

### Постановка задачи

Средства контроля (СК) с функцией обнаружения состояния объекта контроля (ОК), т.е. контроля работоспособности, не влияют на повышение надежности объекта. Влияние контроля на повышение надежности обнаруживается тогда, когда он сопровождается восстановлением работоспособности, устранением неблагоприятных явлений, обнаруженных в процессе контроля.

Оценка состояния ОК зависит от достоверности СК. Показатель достоверности  $D$  определяется как [1]:

$$D = D_m D_i, \quad (1)$$

где  $D_m$  - методическая достоверность контроля (от СК не зависит),  $D_i$  - инструментальная достоверность контроля (от СК зависит).

Однако, контроль не является идеальным – он сам отказывает и не все отказы им распознаются. Поэтому для обеспечения надежности ОК требуется анализ такого фактора как характеристика контроля. Основными характеристиками контроля являются полнота и глубина контроля.

На этапе электрических испытаний системы обеспечения теплового режима ТГК «Прогресс»

рассматриваются два процесса: 1) процесс испытаний системы с использованием внешних средств контроля [2], реализуемых программно в автоматизированной испытательной системе (с достоверностью  $D_I$ ), и 2) процесс контроля, реализованный встроенной системой контроля, интегрированной в устройства управления (с достоверностью  $D_{II}$ ).

### Материалы и методы

В связи с внедрением в ОАО РКК «Энергия» универсального программного комплекса Relex [3] (С 2013 года - Windchill Quality Solution, ver.10.1) рассматриваемая задача поставлена и решена на внедряемом программном обеспечении.

Разработанные математические модели надежности СОТР ТГК «Прогресс» (структурная схема надежности, дерево отказов) используют для расчета и моделирования программно-реализованные логико-вероятностные методы. Построена математическая модель объединенной системы (СОТР ТГК + СК), которая является динамическим деревом отказов [4].

1. Загруднинов Г.М. Достоверность автоматизированного контроля. Казань.: Издательство КГУ. 2005. 360 с.
2. Рубичев Н.А. Фрумкин В.Д. Достоверность допускового контроля качества. М.: Издательство стандартов. 1990. 237 с.
3. Relex 2011. Reference Manual. Relex Software Corporation 41West Otterman Street, Greensburg, Pensilvania 15601 USA. 3172 p.
4. Викторова В.С., Степанянц А.С. Использование модулей Relex при анализе надежности и безопасности систем // Надежность. 2004. №2 (9). С. 64-71.

## ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА РАБОТЫ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ПОРОШКОВОЙ НАПЛАВКЕ

В.П.Бирюков<sup>1</sup>, В.Г. Лаптева, И.А. Хренникова, Д.Ю. Татаркин<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [laser-52@yandex.ru](mailto:laser-52@yandex.ru)

<sup>2</sup>ООО НТО «ИРЭ-Полус», г. Фрязино, Московской области, Россия

Целью данной работы является определение наиболее износостойкого лазерного покрытия в зависимости от применяемой марки наплавляемого порошка и режима наплавки при восстановлении изношенных деталей баббитовый вкладыш подшипника – вал.

В современном машиностроительном производстве важнейшей задачей является повышение ресурса работы деталей и узлов трения выпускаемой и введенной ранее в эксплуатацию техники. Такие детали, как валы электрических машин, роторы газоперекачивающих станций, коленчатые валы выходят из эксплуатации по причине износа посадочных поверхностей. В настоящее время парк эксплуатируемого оборудования и машин имеет износ подобных узлов трения в пределах 60...80%. Технологии восстановления рабочих поверхностей позволяют продлить работоспособность машин. К таким технологиям относится восстановление рабочих размеров деталей лазерной порошковой наплавкой [1-4]. Замена одного ротора газоперекачивающей станции составляет в среднем 15 млн. рублей, а стоимость восстановления шейки ротора лазерной наплавкой находится в пределах 100...200 тыс. рублей в зависимости от типоразмера ротора, что свидетельствует о высокой эффективности рассматриваемого процесса восстановления.

Для нанесения покрытий применена лазерная коаксиальная наплавка, являющаяся наиболее универсальным способом создания как однородных, так и композитных покрытий на плоских и трехмерных поверхностях. В процессе лазерной наплавки с коаксиальной подачей порошка транспортирующий газ формирует струю наплавляемого присадочного материала, который подается в зону воздействия лазерного излучения симметрично со всех сторон сжимающимся в фокус конусом, и переплавляется под воздействием мощного лазерного излучения. На поверхности подложки возникает ванна расплава, которая после затвердевания формирует единичный наплавленный валик.

Плотное покрытие большой площади получают в результате наложения единичных валиков с перекрытием 30...50% от диаметра лазерного луча.

При лазерной наплавке использовали порошки на основе никеля фирмы «Hoganas», Швеция. Составы порошков отличаются, главным образом, наличием 1% Al в порошке 1535-30 и несколько большим количественным содержанием легирующих элементов, таких как Si, B, Fe, Cr в порошке

1535-40.

Для выполнения экспериментов с порошками на основе никеля 1535-30 и 1535-40 выбраны следующие технологические параметры установки **HUFFMANHC-205**, оснащенной волоконным лазером ЛС-3,5 мощностью 3500 Вт, изготовленным в ООО НТО «ИРЭ-Полус» [4]: массовый поток порошка – 1,5-6 г/мин; давление аргона – 2 атм.; поток аргона – 3 л/мин. Наплавку порошка 1535-30 на образцы диаметром 48 мм производили по двум режимам I и II, отличающимся уровнем энергии воздействия.

Микроструктуру наплавленных покрытий исследовали с помощью оптического металлографического микроскопа Neophot-30 производства фирмы Carl Zeiss JENA с увеличением до 500 крат.

Для выявления микроструктуры наплавленных покрытий образцы были подвержены химическому травлению. Для травления использовали раствор состава: 5 мл HF + 5 мл HNO<sub>3</sub> + 25 мл C<sub>2</sub>H<sub>5</sub>OH. Время травления составляло ~2 сек. С целью изучения тонкой структуры микрошлифов наплавленных покрытий образцы исследовали в растровом электронном микроскопе марки EVO 50 производства фирмы Carl Zeiss (Германия); ускоряющее напряжение 30 кВ.

Микротвердость образцов измеряли на приборе ПМТ-3 при величине нагрузки  $P=0,98$  Н и времени выдержки под нагрузкой  $\tau=15$  с по ГОСТ 9450-76.

Испытания на износостойкость материалов проводили на машине трения МИ-1 по схеме колодки-валик, в которой валик совершает вращательное движение относительно неподвижной колодки, к которой прикладывали нагрузку [5].

Испытаниям на износостойкость подвергали следующие сочетания материалов. Износостойкие покрытия на основе Ni наносили на образцы-валики из среднеуглеродистой легированной стали 38ХН3МА (ГОСТ 4543-71) в нормализованном состоянии, имеющей следующий состав: 0,33 – 0,4 % С, 1,2 – 1,5% Cr, 3 – 3,5 % Ni, 0,35 – 0,45 Мо %. Исследовано три вида лазерного покрытия: 1) порошок 1535-30, нанесение по режиму I; 2) порошок 1535-30, нанесение по режиму II; 3) порошок 1535-40, нанесение по режиму I. Испытывали также образцы-валики без покрытия. Образцы-колодки изготавливали из углеродистой качественной стали 35 в нормализованном состоянии (ГОСТ 1050-88). На рабочие поверхности образцов-колодок наносили

бabbитовое покрытие. Материал покрытия образцов-колодок – баббит Б83 на оловянной основе (ГОСТ 1320-74), имеющий состав: 83 % Sn, 11 % Sb, 6 % Cu. Величину интенсивности изнашивания пары трения определяли, по среднему значению интенсивностей изнашивания трех пар образцов.

Предварительно образцы подвергали приработке в течение 30 мин, при подаче в зону трения смазочного масла ТП-22С при нагрузке 125 Н. Приработкой достигали равномерное распределение следов износа по трущимся поверхностям обоих образцов пары. Далее испытания проводили в течение 2 часов при давлении 2,5 МПа в условиях непрерывной подачи в зону трения смазочного материала. До приработки, после приработки и после работы пары в режиме испытания образцы снимали с машины трения, промывали в универсальном уайтспирите, сушили в течение 2 ч при температуре 70 °С, охлаждали на воздухе и взвешивали на аналитических весах с точностью до 0,2 мг. После приработки и после работы с помощью штангенциркуля измеряли размеры площади контакта образца – колодки с точностью до 0,1 мм.

По потере массы образцов во время испытаний определяли величины изношенного слоя и интенсивности изнашивания обоих образцов пары, как отношение величины изношенного слоя к пути трения (ГОСТ 27674-88) [6].

Во время испытания производили непрерывную запись момента трения в контакте. Момент трения измеряли с помощью маятникового динамометра, встроенного в машину трения. Градуировку записывающего устройства маятникового динамометра производили с помощью пружинного динамометра. Коэффициент трения в паре определяли по формуле [6]:

$$f = \frac{T \cdot l}{N \cdot r}$$

где: N – нормальная нагрузка на пару,

r – номинальный радиус сочленения,

T – усилие пружинного динамометра,

l – плечо приложения этого усилия относительно оси вращения образца валика.

Для оценки влияния материала наплавленного слоя на задиростойкость проводили испытания на машине трения МТУ-01 по схеме торцевого трения. Предварительно образцы подвергали приработке в течение 30 мин при подаче в зону трения рабочего масла и нагрузке 150 Н при частоте вращения шпинделя 200 мин<sup>-1</sup>. Приработкой достигается равномерное распределение следов износа по трущимся поверхностям обоих образцов пары. Далее испытания проводили при ступенчатом изменении частоты вращения в пределах 200...700 мин<sup>-1</sup> с шагом 100 мин<sup>-1</sup> в условиях непрерывной подачи в зону трения масла. Во время испытания производили непрерывную запись момента трения в контакте. Задир в паре трения фиксировали по скачкообразному увеличению момента трения.

Металлографические исследования показыва-

ли, что расстояние между осями второго порядка дендритов составляет  $(0,5...1,5) \cdot 10^{-6}$  м, что значительно ниже, чем при газопламенной наплавке  $(6...10) \cdot 10^{-6}$  м и наплавке токами высокой частоты  $(12...20) \cdot 10^{-6}$  м [1]. Металлическую основу наплавленного слоя составляет  $\gamma$ -твердый раствор на основе никеля. Основными упрочняющими фазами наплавленного покрытия являются карбиды и бориды никеля и других легирующих элементов применяемых наплавочных порошков [7]. Указанные характеристики гетерогенного структурно-фазового состояния наплавленного слоя дают основание предполагать возможность создания условий для реализации обратимых превращений в зоне поверхностной пластической деформации, обеспечивающих и поддерживающих износостойкие структурные состояния при трении [8]. Учитывалось также, что покрытие предназначено для работы с антифрикционным сплавом, не должно вызывать его повышенный износ.

В табл. 1 представлены результаты измерений микротвердости поверхности испытываемых образцов. Из данных табл. 1 видно, что сталь 38ХНЗМА без покрытия имеет наименьшую микротвердость поверхности, равную 3394 МПа. Лазерная наплавка порошками на основе никеля приводит к повышению микротвердости исследуемых образцов в 1,3 – 1,5 раза. Наибольшее значение микротвердости поверхности наблюдается у покрытия порошком 1535-30, нанесенного по режиму II (5090 МПа). Следует отметить, что разброс значений микротвердости покрытий 1535-40, 1535-30 (II режим) колеблется в пределах 10%, а в случае покрытия порошком 1535-30, нанесенного по режиму I, разброс значений выше и составляет 20%.

Таблица 1  
Микротвердость образцов-валиков из стали 38ХНЗМА без наплавки и с лазерной наплавкой порошками на основе Ni

Вид покрытия	Длина диагонали отпечатка, усл. ед.	Средняя длина диагонали отпечатка, мкм	HV <sub>0,1</sub> , МПа
Без покрытия	85, 79, 79, 75, 72	23,4	3394
Порошок 1535-30, режим I	77, 78, 50, 69, 58, 70, 66, 65	20	4640
Порошок 1535-30, режим II	66, 58, 64, 65, 66	19,1	5090
Порошок 1535-40, режим I	69, 64, 67, 71, 70	20,5	4425

Значения интенсивностей изнашивания и коэффициентов трения при испытаниях каждой пары на машине трения МИ-1 в течение двух часов при смазке турбинным маслом приведены в табл. 2. Из этих данных следует, что наименьшие значения интенсивности изнашивания покрытия

наблюдаются при работе пар с покрытием порошка 1535-30 по режиму II. В этом случае износостойкость покрытия повышается по сравнению с износостойкостью стали без покрытия в 2,2 раза, а баббитовый вкладыш изнашивается в 2,7 раза меньше, чем в паре со сталью 38ХНЗМА без покрытия. Интенсивности изнашивания образцов с покрытием 1535-30 по режиму I отличаются от интенсивностей изнашивания образцов с покрытием по режиму II не более чем на 10 %, а по сравнению с парой сталь – баббит наплавленные слои по режиму II имеют интенсивность изнашивания ниже в два раза, при этом баббит изнашивается почти в три раза меньше, чем при работе со сталью. Износостойкость покрытия 1535-40, нанесенного по режиму I, выше износостойкости стали 38ХМЗМА в 1,3 раза, а вкладыш изнашивается в 3,5 раза меньше, чем в паре со сталью без покрытия. Коэффициенты трения во всех видах исследованных пар одинаковы и не зависят от рассмотренных технологий нанесения покрытий.

В результате проведенных испытаний на машине трения МТУ-01 на трех исследуемых образцах установлено, что задир на образцах без покрытий происходит при частоте вращения  $500 \text{ мин}^{-1}$ , а на наплавленных образцах порошком 1535-40 при частоте вращения  $600 \text{ мин}^{-1}$ .

Таблица 2

Результаты трибологических испытаний

№№ п/п	Сочетание материалов	Интенсивность изнашивания		$f$
		$I_1 \cdot 10^9$	$I_2 \cdot 10^9$	
1	Баббит Б-83 - сталь 38ХНЗМА	4,75	0,166	0,02
2	Баббит Б-83 –покрытие 1535-30, режим I	4,59	0,084	0,02
3	Баббит Б-83 –покрытие 1535-30, режим II	1,757	0,076	0,02
4	Баббит Б-83 - покрытие 1535-40, режим I	1,349	0,124	0,02

Следовательно, работоспособность пар трения с образцами, на поверхности которых нанесены лазерные покрытия, зависит от состава наплаваемых порошков и режимов их нанесения.

Проведенные исследования позволяют заключить, что разработанная технология лазерной наплавки может быть использована как для восстановления посадочных поверхностей роторов газоперекачивающих агрегатов, валов электрических машин, шеек коленчатых валов и др. пар трения скольжения, так и для наплавки новых деталей с целью повышения надежности и долговечности их работы.

#### Выводы

1.Трибологические исследования пары трения колodka с баббитовым слоем Б83 - валик с наплавленным слоем порошка 1535-30 (режим нанесения II) показали, что износостойкость покрытия в два раза выше по сравнению с парой трения баббит - сталь без покрытия. По задиростойкости наплавленное покрытие превосходит сталь 38ХНЗМА.

2.Технология лазерной наплавки на основе порошков никеля может применяться для восстановления изношенных поверхностей и для наплавки новых деталей и узлов трения.

1.Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н., Мисюров А.И. Технологические процессы лазерной обработки. Учебное пособие для вузов /под ред. А.Г. Григорьянца. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2006. 664 с.

2.Григорьянц А.Г., Мисюров А.И., Третьяков Р.С. Анализ влияния параметров коаксиальной лазерной наплавки на формирование валиков//Технология машиностроения, 2011. №11. С.19-21.

3.Бирюков В.П., Михайлин Б.Н., Фишков А.А.Технологии упрочнения, легирования и наплавки с использованием лазерного нагрева//Тяжелое машиностроение, 2010. №1. С.12-14.

4.Бирюков В.П.,Смирнов С.Н., Петровский В.Н., и др. Лазерная наплавка поверхностей трения порошковыми материалами на основе никеля

//Технологии упрочнения, нанесения покрытий и ремонта, теория и практика: Материалы МНПК. СПб.: Изд-во Политехн. Ун-та, 2013. Ч.1. С. 21-25.

5.ГОСТ 23.224-86. Обеспечение износостойкости изделий. Методы оценки износостойкости восстановленных деталей. – М.: Изд-во стандартов, 1986.

6.Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Колмаков А.Г., Рыбакова Л.М. Методы испытаний на трение и износ. М.: Интермет Инжиниринг, 2001. – 152 с.

7.Макаров А.В., Соболева Н.Н., Малыгина И.Ю., Саврай Р.А., Осинцева А.Л. Формирование износостойкой структуры хромоникелевого лазерного покрытия при высокотемпературной обработке. Электронная публикация. Екатеринбург, Россия, 2010, 9с.

8. Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Герасимов С.А. Методы исследования поверхностных слоев при трении. – М.:Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2010, 73с.

## ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ СТАЛЬНЫХ ОБРАЗЦОВ

В.П. Бирюков, И.М. Петрова, И.В. Гадолина

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [Laser-52@yandex.ru](mailto:Laser-52@yandex.ru)

Целью работы было определение влияния состава порошкового материала и режима лазерной наплавки на сопротивление усталости образцов.

Развитие прогрессивных методов модификации рабочих поверхностей высоконагруженных деталей и узлов механизмов с использованием концентрированных источников энергии обусловлено возможностью формирования поверхностных слоев, которые обладают существенными преимуществами по сравнению со слоями, полученными традиционными методами поверхностного упрочнения, напыления и наплавки [1-4].

Лазерная наплавка применяется в случае, когда зона термического влияния должна быть минимальной. С помощью наплавки лазером в зависимости от эксплуатационных требований можно наносить на поверхность покрытия, в состав которых входят износостойкие, коррозионностойкие и другие компоненты, что позволяет удовлетворить возрастающим требованиям к высокой износостойкости и прочности в широком интервале условий эксплуатации, в том числе и динамическом нагружении. В процессе лазерной наплавки с коаксиальной подачей порошка транспортирующий газ формирует струю наплавляемого присадочного материала, который переплавляется под воздействием мощного лазерного излучения. На поверхности подложки возникает ванна расплава, которая после затвердевания формирует единичный наплавленный валик [3-6]. Плотное покрытие большой площади получают в результате наложения единичных валиков с перекрытием 30...50% от диаметра лазерного луча.

Выполнения экспериментов с порошком на основе никеля производилось на технологическом комплексе HUFFMAN HC-205 оснащенном волоконным лазером LC-3,5 мощностью 3500 Вт, изготовленным в ООО НТО «ИРЭ-Полус» [3,6]. Для отработки технологического процесса лазерной наплавки использовали массовый поток порошка – 1,5-6 г/мин; давление аргона – 2 атм., поток аргона – 3 л/мин; порошок с размером частиц 40...160 мкм. Наплавку на образцы сталей 35 и 38ХНЗМА производили при мощности излучения 500...1000 Вт, скорости перемещения 5...25 мм/с. Микроструктура наплавленных покрытий исследовалась с помощью оптического металлографического микроскопа Neophot-30 производства фирмы Carl Zeiss JENA с увеличением до 500 крат. Исследованная микроструктура представлена на рис.1. Глубина анализируемого слоя составляла ~1 мкм.

Микротвердость образцов измерялась по мето-

ду Виккерса. Микротвердость наплавленных слоев изменялась в пределах 4250...5200 МПа.

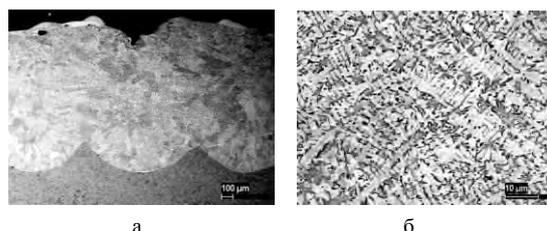


Рис. 1. Микршлиф дорожек на образце: а – общий вид наплавленных слоев; б – дендритная структура зоны наплавки

Микротвердость образцов измерялась по методу Виккерса. Микротвердость наплавленных слоев изменялась в пределах 4250...5200 МПа.

Проведенные испытания на машине трения МИ-1 наплавленных покрытий в паре трения с баббитом Б83 показали повышение износостойкости в 2...4 раза по сравнению со сталями 35 и 38ХНЗМА [6,7].

Для определения оптимальной технологии упрочнения поверхности с целью повышения эксплуатационных свойств покрытий по критерию усталости, были проведены сравнительные испытания на усталость. Испытания проводили при изгибе с вращением при симметричном цикле нагружения. База испытаний была принята равной  $2 \cdot 10^6$  циклов. Регистрация числа циклов осуществлялась помощью счетчика и одновременной фиксации времени испытаний. При разрушении образца происходила автоматическая остановка машины.

Исследовались образцы гладкие диаметром 7,5 мм, изготовленные из стали 35 и из стали 38ХНЗМА. Вид образцов представлен на рис. 2. Образцы из стали 35 с лазерной наплавкой изготавливались в трех модификациях: в исходном состоянии; с наплавленным валиком неполированные; с наплавленным валиком с последующей шлифовкой и полировкой. Параметры кривых усталости определяли с использованием регрессионного анализа. Уравнение кривой усталости записывали в виде:

$$\sigma_{aii}^m N = \sigma_{-1}^m N_G = C \quad (1)$$

Определение параметров кривых усталости и их построение проводили с учетом образцов, не разрушившихся до принятой базы испытаний  $2 \cdot 10^6$  циклов. Результаты усталостных испытаний образцов из стали 35 представлены на рис. 3. Точки со стрелками показывают, что образцы не сломались до принятой базы испытаний. Параметры уравнений кривой усталости для стали 35 приведены в табл.1.

Для данного материала и технологии наплавки, проведенные усталостные испытания показывают снижение характеристик сопротивления усталости после лазерной наплавки (2 и 3) по сравнению с исходной кривой усталости (1).

Механическая обработка и полирование наплавленного слоя существенно повышает усталостные характеристики наплавленных образцов.

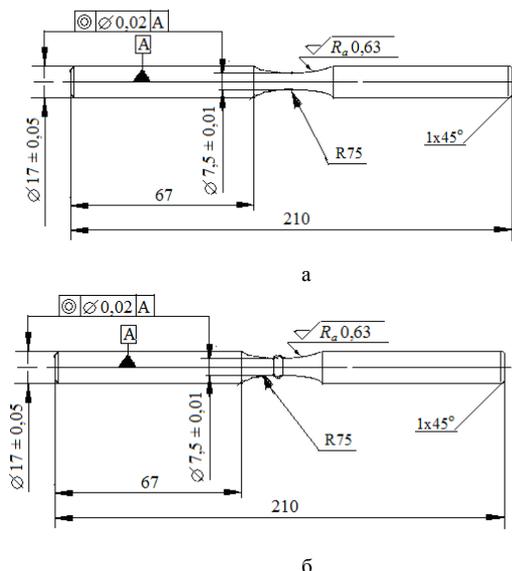


Рис.2. Образцы для испытаний на усталость:  
а - образец без наплавки ; б - образец с наплавленным слоем.

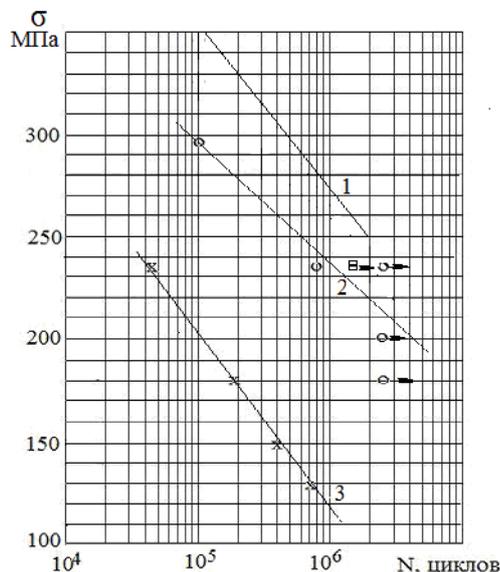


Рис. 3 Кривые усталости образцов из стали 35 до и после лазерной наплавки:  
1 - исходная кривая усталости; 2 - кривая усталости образцов после лазерной наплавки с последующей полировкой;  
3 - кривая усталости образцов после лазерной наплавки.

Испытания на износ также показали значительное повышение характеристик износостойкости наплавленного покрытия, что было отме-

чено в [8]. Для повышения сопротивления усталости образцов с наплавленными покрытиями необходима дальнейшая оптимизация технологии лазерной наплавки порошковых материалов. Влияние технологии наплавки исследовалось на образцах из стали 38ХН3МА. Исследовались четыре различные технологии наплавки, отличающиеся по своим параметрам (состав порошка, мощность излучения, ширина единичной дорожки наплавки, скорость перемещения луча), ширина наплавленной зоны была в пределах 30..35 мм. Полученные кривые усталости показаны на рис.4. Параметры уравнений кривых усталости приведены в табл.1.

Таблица 1  
Параметры уравнений кривых усталости  
стали 35 и стали 38ХН3МА

N п/п	Технология	Параметры уравнений кривых усталости	
		c	m
сталь 35			
1	Без наплавки	28,2	-
2	С наплавкой и с последующей полировкой	36,8	-
3	С наплавкой	15,8	-
сталь 38ХН3МА			
1	Без наплавки	50,3	17,2
2	Вариант наплавки порошком П1	35,9	11,5
3	Вариант наплавки порошком П2	12,2	2,7
4	Вариант наплавки порошком П3	18,8	5,2
5	Вариант наплавки порошком П4	33,8	10,8

Из рис. 4 следует, что варианты 4 и 5 технологии наплавки повышают характеристики сопротивления усталости, особенно при больших нагрузках.

В то же время в работе [9] установлено, что с увеличением размера образца негативное воздействие лазерной наплавки на характеристики сопротивления усталости уменьшается, как показано на (рис. 5), где приведены кривые усталости образцов, изготовленных из стали 45 в исходном состоянии и после лазерной наплавки, диаметром 7,5 и 17 мм.

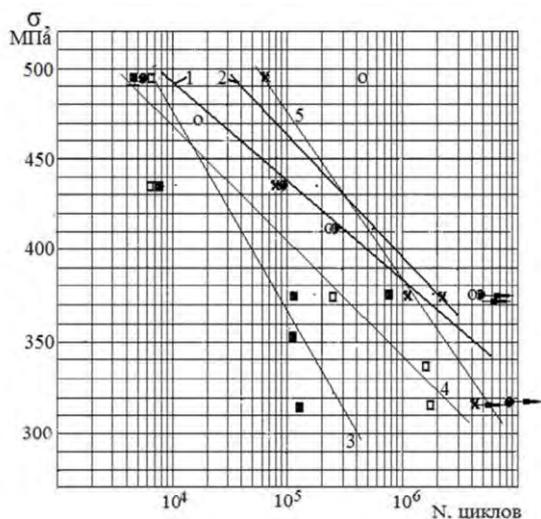


Рис.4 Кривые усталости исходных образцов и образцов с наплавкой:  
1 – исходная кривая усталости; 2 – наплавка порошком П1;  
3 - наплавка порошком П2; 4 - наплавка порошком П3; 5 - наплавка порошком П4.

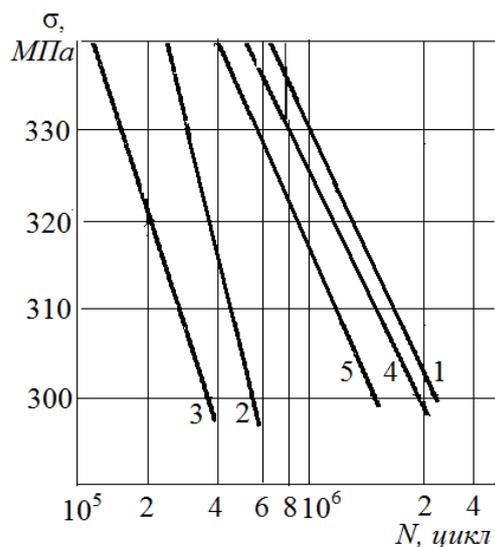


Рис. 5 Влияние лазерной наплавки на характеристики сопротивления усталости: 1- исходный материал, сталь 45; 2 – наплавка порошка ПР-Н73Х16С3Р3, диаметр образца 7,5 мм; 3 - наплавка смеси ПР-Н73Х16С3Р3 (60%) + ПГФБХ6-2 (40%), диаметр образца 7,5 мм; 4- наплавка порошка ПР-Н73Х16С3Р3, диаметр образца 17 мм; 5 - наплавка смеси ПР-Н73Х16С3Р3 (75%) + ПГФБХ6-2 (25%), диаметр образца 17 мм;

### Выводы

Подбор оптимальной технологии наплавки позволяет повысить характеристики сопротивления усталости.

Применение после лазерной наплавки последующей механической обработки повышает характеристики сопротивления усталости наплавленных образцов.

Определены порошковые материалы на основе никеля и режимы наплавки позволяющие повысить усталостную прочность образцов.

1. Григорьянц А.Г., Сафонов А.Н., Шибаев В.В. Влияние режимов порошковой наплавки на условия формирования и размеры наплавленных валков // Сварочное производство. -1983. - №6. - С. 11-13.

2. Тескер Е.И., Гурьев В.А., Тескер С.Е. Микроструктура и свойства наплавленных лазером поверхностных слоев // Физика и химия обработки материалов. - 2004. - №1. - С. 38-42.

3. Бирюков В.П. Модификация поверхности с помощью лазерного излучения // ФОТОНИКА. - 2010. - №3. - С. 18-21.

4. Григорьянц А.Г., Шиганов И.Н., Мисюров А.И. Технологические процессы лазерной обработки. Учебное пособие для вузов / Под ред. А.Г. Григорьянца М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2006. – 664 с.

5. Григорьянц А.Г., Мисюров А.И., Третьяков Р.С. Анализ влияния параметров коаксиальной лазерной наплавки на формирование валков // Технология машиностроения. – 2011. - №11. – С.19-21.

6. Бирюков В.П. повышение долговечности работы пар трения скольжения при лазерной наплавке порошковых материалов // Тяжелое машиностроение. – 2013. №9. – С 14-17.

7. Бирюков В.П., Лаптева В.Г., Хренникова И.А., Татаркин Д.Ю. Восстановление лазерной наплавкой работоспособности пары трения вал - вкладыш подшипника скольжения // Проблемы машиностроения и надежности машин 2013. - №5. - С.91-95.

8. Методы и средства упрочнения поверхностей деталей машин концентрированными потоками энергии. Под ред. А.П. Гусенкова. М: Наука. 1992, 404с.

9. Архипов В.Е., Биргер Е.М., Поляков А.Н. Влияние лазерной наплавки на сопротивление усталости и износостойкость стали 45 // МИТОМ 1988. №1, с. 55-58

## РОТАЦИОННОЕ ДВИЖЕНИЕ И УСТОЙЧИВОСТЬ ОРТОГОНАЛЬНОГО МЕХАНИЗМА С НЕИДЕАЛЬНЫМ ИСТОЧНИКОМ ЭНЕРГИИ ПРИ НАГРУЗКЕ РАБОЧЕГО ЗВЕНА

Бисембаев К., e-mail: kuat\_06@mail.ru, Искаков Ж.

Институт механики и машиноведения имени академика У.А. Дждолдасбекова, Казахстан

### Введение

В последнее время в машиностроительной практике, вибрационная техника создается на базе рычажных механизмов. Эти механизмы обладают уникальными возможностями для создания колебательного движения исполнительного звена [1,2]. В кинематических парах реальных механизмов возникают силы трения, которые оказывают существенное влияние на движение механизма и должны учитываться при создании математических моделей механических систем с рычажными механизмами.

Целью этой работы является исследование динамики ортогонального механизма вибрационного стола с неидеальным двигателем при наличии неподвижного груза (при учете нагрузки) на рабочем звене.

### Вывод уравнения движения

Составим уравнение движения ортогонального механизма вибрационного стола.

Из уравнения замкнутости векторных контуров механизма в проекциях на координатные оси можно записать [3].

$$\begin{cases} y = AD = l \sin \varphi + l_1 \sin \varphi_1, \\ l \cos \varphi + l_1 \cos \varphi_1 = 0 \\ y = l \sin \varphi + l_2 \sin \varphi_2, \\ x = l \cos \varphi + l_2 \cos \varphi_2 \end{cases} \quad (1)$$

Легко убедиться в справедливости следующих соотношений

$$\begin{aligned} \dot{\varphi}_1 &= \frac{l \cdot \sin \varphi \cdot \dot{\varphi}}{\sqrt{l_1^2 - l^2 \cdot \cos^2 \varphi}}, \\ \dot{\varphi}_2 &= \frac{l^2 \sin \varphi \cos \varphi \cdot \dot{\varphi}}{\sqrt{l_1^2 - l^2 \cos^2 \varphi} \cdot \sqrt{l_2^2 - l_1^2 + l^2 \cos^2 \varphi}}, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $l, l_1$  и  $l_2$  -длины 1, 2 и 3 звена соответственно, а параметры  $\varphi, \varphi_1$  и  $\varphi_2$  указаны на рис. 1. Для вывода уравнения движения ортогонального механизма вибрационного стола воспользуемся уравнением Лагранжа второго ряда.

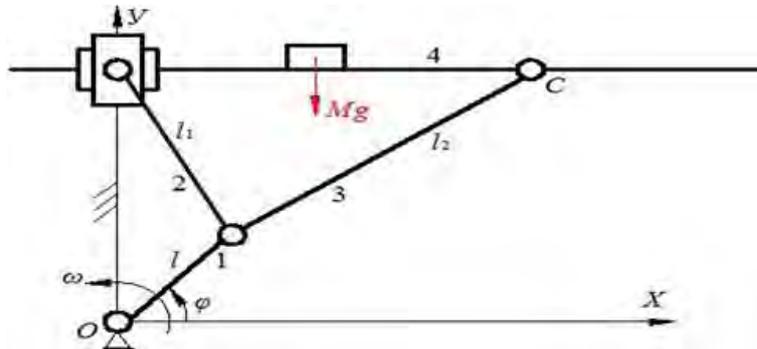


Рис. 1

При условии  $l_2 \gg l_1 \gg l$  кинетическую и потенциальную энергию системы можно представить в виде

$$T = \frac{1}{2} \left\{ A_0 + A_1 \sin^2 \varphi + A_2 \sin^2 \varphi \cos \varphi + A_3 \sin \varphi \cos^2 \varphi + A_4 \sin^2 \varphi \cos^2 \varphi \right\} \dot{\varphi}^2, \quad (3)$$

$$\Pi = P \sin \varphi + N.$$

В кинематических парах механизма вибрационного стола возникает сила трения, во многих случаях эти силы существенно влияют на

движение механизма. При определении силы трения основываемся на законе трения, известном под названием Амонтона-Кулона [4].

В соответствии с этим законом, модули силы трения и моментов силы трения принимаются пропорциональными модулю нормальной составляющей силы реакции. В ортогональном механизме вибрационного стола имеются две

поступательные пары и четыре вращательные пары.

Обобщенные силы трения возникающие в поступательной паре по оси  $x$  и  $y$  и в вращательных парах имеет вид

$$\begin{aligned}
 Q_{mpx} &= -fM_P \left\{ -\sin \varphi + B_1 \sin^2 \varphi + B_2 \sin 2\varphi - \omega^2 \left[ \left( \sin^2 \varphi + B_3 \sin \varphi \sin 2\varphi \right) \dot{\varphi}^2 - \right. \right. \\
 &\quad \left. \left. - \left( \frac{1}{2} \sin 2\varphi + B_4 \sin 2\varphi \sin \varphi + B_5 \cos \varphi \sin 2\varphi \right) \ddot{\varphi} \right] \operatorname{sign} \dot{x} \right\} \operatorname{sign} \dot{x}, \\
 Q_{mpy} &= -fM_D \left[ \left( C_1 \cos \varphi + C_2 \sin \varphi \right) \cos^2 \varphi \right] \operatorname{sign} \dot{y}, \\
 Q_{mp3} &= fM_D C_1 \left[ \sin \varphi - C_2 \cos \varphi \right] \sin \varphi \cos \varphi, \quad Q_{mp2} = kM_D \left( \cos \varphi + C_2 \sin \varphi \right) \sin \varphi, \\
 Q_{mp2} &= kM_D \left( \cos \varphi + C_2 \sin \varphi \right) \sin \varphi, \quad Q_{mp1} = kM_D,
 \end{aligned} \tag{4}$$

где

$$\begin{aligned}
 A_0 &= M \ell^2 + J; \quad A_1 = m_2 \ell^2 + J_1 \frac{\ell^2}{\ell_1^2}; \\
 A_2 &= 2 \left( M + m_2 \right) \ell^2 \cdot \frac{\ell}{\ell_2}; \quad A_3 = 2M \ell^2 \cdot \frac{\ell}{\ell_1}; \quad A_4 = J_2 \frac{\ell^2}{\ell_1^2} \cdot \frac{\ell^2}{\ell_2^2}; \\
 P &= \left( M + m_1 + m_2 + \frac{m}{2} \right) g \ell; \quad N = \left( M + \frac{m_2}{2} + \frac{m_1}{2} \right) \ell_1 g; \\
 M_P &= M g \ell; \quad B_1 = \frac{M_D}{M_P} \frac{\ell_3}{C} \frac{\ell_1}{\ell_2}; \quad B_2 = \frac{\ell}{2\ell_2}, \quad \omega^2 = \frac{\ell}{g}; \\
 B_3 &= \frac{\ell}{\ell_1} + \frac{\ell}{g \ell_2}; \quad C_1 = \frac{\ell}{\ell_1}; \quad C_2 = \frac{\ell_1}{\ell_2}, \quad M_D = F \ell;
 \end{aligned}$$

$x, y, \varphi, \varphi_1, \varphi_2$  - координаты механизма (см. рис.1).  $M$  и  $m_2$  - массы звеньев 3 и 4, а  $J, J_1$  и  $J_2$  - моменты инерции звеньев 1, 2 и 3 соответственно.  $F$  и  $M_D$  - движущая сила и ее момент.

Напишем уравнение Лагранжа второго рода

$$\frac{d}{dt} \left( \frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}} \right) - \frac{\partial T}{\partial \varphi} = - \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi} + Q_{TPx} + Q_{TPy} + Q_{TP3} + Q_{TP2} + Q_{TP1} + M_D. \tag{5}$$

Поставив (3) и (4) в (5), получим уравнение движений ортогонального механизма вибрационного стола в виде

$$\begin{aligned}
 &\left( A_0 - fM_P \omega^2 \cos \varphi \cdot \sin \varphi \cdot \operatorname{sign} \dot{x} \right) \ddot{\varphi} + \left[ A_3 \left( \frac{1}{2} \cos^3 \varphi - \sin^2 \varphi \cdot \cos \varphi - \sin \varphi \cdot \cos \varphi \right) + fM_P \omega^2 \sin \varphi \right] \dot{\varphi}^2 + \\
 &+ P \cos \varphi + kM_D \cos \varphi \cdot \sin \varphi = M_D - fM_P - kM_D
 \end{aligned} \tag{6}$$

### Решение уравнения движения

Неидеальный источник энергии не может обеспечить заранее предписанный закон изменения момента движущих сил, поскольку режим его работы зависит от движения колебательной системы. Задание момента движущих сил в виде явной функции времени становится невозможным. Воздействие неидеального источника энергии на колебательную систему приходится выражать в виде функции  $M_D(\varphi, \dot{\varphi})$ , где  $\varphi$  - координата движения источника энергии. Движущий момент на валу некоторого двигателя, например, двигателя постоянного тока с параллельным возбуждением определяется по формуле

$$M_D = a - b\dot{\varphi}, \quad (7)$$

где  $a$  и  $b$  - постоянные коэффициенты, зависящие от параметров двигателя. Рассмотрим случай, когда в системе отсутствуют трения, т.е. при  $f = 0, k = 0$ . Подставив (7) в (6) и используя соотношение  $d\tau = \omega_0 dt$  преобразуем уравнение движения системы (6) к безразмерной форме

$$\ddot{\varphi} + \varepsilon\dot{\varphi} + \cos\varphi = B, \quad (8)$$

где

$$\varepsilon = \frac{v}{Ml^2\omega_0}, \quad B = \frac{a}{Ml^2\omega_0^2}$$

Уравнение (8) оказывается существенно нелинейным, так как нелинейный член входит в уравнение без малого параметра.

Уравнение (8) может быть подвергнуто дальнейшему упрощению, если принять во внимание, что за один период изменения угла  $\varphi$

от 0 до  $2\pi$  величина  $\omega = \frac{d\varphi}{d\tau}$  изменяется очень мало, то ее производная по углу поворота  $\varphi$  можно считать равной ее среднему значению. Принимая, за переменную угла  $\varphi$  и используя соотношение  $d\varphi = \bar{\omega}d\tau$ , преобразуем уравнение (8) к виду

$$\frac{d\bar{\omega}}{d\varphi} = -\frac{\varepsilon}{2\pi} \int_0^{2\pi} d\varphi - \frac{1}{2\pi\bar{\omega}} \int_0^{2\pi} \cos\varphi d\varphi + \frac{B}{2\pi\bar{\omega}} \int_0^{2\pi} d\varphi$$

При выполнении операции усреднения величину  $\bar{\omega}$  считаем постоянной. Учитывая, что

$$\int_0^{2\pi} \cos\varphi d\varphi = 0, \quad \frac{1}{2\pi} \int_0^{2\pi} d\varphi = 1,$$

после интегрирования получим

$$\frac{d\bar{\omega}}{d\varphi} = -\varepsilon + \frac{B}{\bar{\omega}} \quad (9)$$

Уравнение (9) может быть исследовано для определения переменной  $\bar{\omega}$  в переходных режимах.

Условие существования стационарных режимов

$$\frac{d\bar{\omega}}{d\varphi} = 0.$$

При этом условии уравнение стационарных режимов движения имеет вид

$$\bar{\omega}_c - \frac{B}{\varepsilon} = 0.$$

Отсюда находим среднее значение частоты колебаний механизма в стационарном режиме

$$\bar{\omega}_c = \Omega = \frac{B}{\varepsilon} \quad \text{или} \quad \Omega = \frac{a}{v\omega_0}. \quad (10)$$

Отсюда следует, что угловая скорость вала двигателя  $\Omega$  равна среднему значению частоты колебаний ортогонального механизма. Используя выражение (10), преобразуем уравнение (9) к виду

$$\frac{d\bar{\omega}}{d\tau} = -\varepsilon\bar{\omega} \left( 1 - \frac{\Omega}{\bar{\omega}} \right). \quad (11)$$

Интегрируя уравнение (11) при начальном условии

$$\tau = 0: \bar{\omega} = \bar{\omega}_0,$$

получим

$$\bar{\omega} = \Omega + (\bar{\omega}_0 - \Omega) e^{-\varepsilon\tau}. \quad (12)$$

Средняя частота вращения механизма при  $\tau \rightarrow \infty$  стремится к  $\Omega$ , т.е.

$$\Omega = \lim_{\tau \rightarrow \infty} \bar{\omega}.$$

Интеграл уравнения (9) примет вид

$$\varphi(\bar{\omega}) = \varphi_0 - \frac{1}{\varepsilon} \left( \bar{\omega} - \bar{\omega}_0 + \Omega \ln \frac{\bar{\omega} - \Omega}{\bar{\omega}_0 - \Omega} \right) \quad \text{или}$$

$$\varphi(\tau) = \varphi_0 + \Omega\tau - \frac{\bar{\omega}_0 - \Omega}{\varepsilon} (1 - e^{-\varepsilon\tau}). \quad (13)$$

### Устойчивость ротационного движения системы

Теперь рассмотрим устойчивость стационарных режимов ротационного движения вала двигателя ортогонального механизма, которых определяют (9). Для этого

преобразуем уравнений (9) к виду

$$\frac{d\bar{\omega}}{d\tau} = -\varepsilon \left( \bar{\omega} - \frac{B}{\varepsilon} \right), \quad (14)$$

$$\frac{d\varphi}{d\tau} = \bar{\omega}.$$

Составим систему уравнений (14) в вариациях.

Положим

$$\begin{aligned}\varphi &= \varphi^* + q, \\ \bar{\omega} &= \bar{\omega}^* + p,\end{aligned}\quad (15)$$

где  $\bar{\omega}^*$  и  $\varphi^*$  - стационарные решения уравнений (14), которые имеют вид

$$\bar{\omega}^* = \Omega, \quad \varphi^* = \Omega\tau.$$

Подставляя выражение (15) в (14), получим

$$\begin{aligned}\frac{dp}{d\tau} &= -\varepsilon p, \\ \frac{dq}{d\tau} &= p\end{aligned}\quad (16)$$

Интегралы системы уравнений (16) примут вид

$$\begin{aligned}p &= Ce^{-\varepsilon\tau}, \\ q &= \frac{-C}{\varepsilon} e^{-\varepsilon\tau}\end{aligned}\quad (17)$$

При  $\tau \rightarrow \infty, p = 0, q = 0$ . Следовательно, стационарное ротационное движение вала двигателя ортогонального механизма асимптотически устойчиво.

1. Фролов К.В., Гончаревич И.Ф. Теория вибрационной техники и технологий. Москва: Наука, 1985. – 319 с.
2. Вульфсон И.И., Ерихов М.Л., Коловский М.З., Пейсах Э.Е. Механика машин. - М.: Высш.школа, 1996. - 511с.
3. Тулешов А.К., Тулешов Е.А. Решение уравнений динамики вибростолы в классе обобщенных функций методом итерации. //Труды международной научной конференции «Современные достижения в науке и образовании». 26 - 27 августа 2012 г. Хмельницкий национальный университет, г. Хмельницкий, 2012.
4. Левитский Н.И. Теория механизмов и машин. – Москва: Наука, 1990. – 592 с.

## ВЫБОР МАТЕРИАЛА ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ, НАНОСИМОГО МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ, НА ОСНОВЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИНДЕНТИРОВАНИЯ

В.В. Блажеев<sup>1</sup>, П.Г. Иваночкин<sup>2</sup>, А.С. Личковаха<sup>2</sup>

<sup>1</sup> ФГБОУ ВПО Донской государственной технической университет, Ростов-на-Дону, Россия;

<sup>2</sup> ФГБОУ ВПО Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия

[Ivanochkin\\_p\\_g@mail.ru](mailto:Ivanochkin_p_g@mail.ru)

### Введение

Антифрикционность и износостойкость деталей машин и механизмов в большой степени зависят от качества их поверхностных слоев. Качество поверхностей деталей определяется как их геометрией (микрogeометрией), так и физико-химико-механическими свойствами поверхностных слоев и напряжениями в них [1].

Одним из перспективных методов целенаправленного воздействия на качество поверхностного слоя является способ электроискрового легирования (ЭИЛ). Привлекательность этого метода обусловлена его универсальностью, т.е. возможностью обрабатывать материалы практически любой формы с любыми физико-механическими свойствами, обладающими только лишь электрической проводимостью. Высокая точность и возможность исключения нежелательных структурных превращений в основном металле, за счет локализации тепловых процессов в тонком поверхностном слое, позволяют успешно использовать этот метод уже десятки лет для получения на металлических поверхностях покрытий функционального назначения. При электроискровом легировании происходит перенос материала, используемого в качестве анода на поверхность обрабатываемой детали, которая в электрической схеме метода является катодом. Использование ЭИЛ способствует повышению надежности и долговечности узлов трения.

Несмотря на большое количество работ в этом направлении, созданные и выпускаемые серийно установки для электроискрового легирования общего универсального подхода в создании функциональных покрытий этим методом с использованием различных материалов катодов и анодов в настоящее время не существует. Этим и объясняется необходимость исследования покрытий, создаваемых для новых целей с использованием комбинаций из разных материалов.

На основании исследований [2-4] формирование износостойкого антифрикционного покрытия возможно путем нанесения на поверхностный слой детали двухслойного покрытия. Первый слой, представляет собой прочный силовой «каркас», выдерживающий эксплуатационные нагрузки, нанесенный методом ЭИЛ. Второй слой антифрикционный, обеспечивающий существен-

ное снижение коэффициента трения и износа при фрикционном взаимодействии.

Задачей данной работы является исследование свойств покрытий наносимых методом ЭИЛ с применением различных не дорогостоящих материалов, которые позволят сохранять работоспособность в довольно жестких условиях, возникающих в процессе фрикционного взаимодействия.

### Основная часть.

В качестве анода для нанесения покрытия (каркаса) электроискровым методом использовались материалы из: стеллита, стеллита с бронзой (БрАЖ-9), ВК6, ВК6 с бронзой, стали Ст65Г.

В качестве катода были подготовлены ролики из материала Сталь 45 с твердостью рабочей поверхности 50-62 HRC при шероховатости  $R_a = 2,5$  мкм. Нанесение первого слоя покрытия проводилось на универсальной машине трения ТМ-7 и устройства вращающегося катода с использованием электроискрового генератора АРГА-5Л. Режимы: сила тока – 160 А, частота импульсов – 2 кГц, длительность импульсов – 60 мкс.

Исследования механических свойств покрытий на микроуровне проводились с помощью системы анализа механических свойств материалов NanoTest 600 фирмы «Micro materials Ltd».

Для проведения исследований на комплексе NanoTest 600 изготавливались образцы размерами 10x10x3 мм из металлических роликов (Сталь 45) с нанесенной различными материалами основой.

Для измерения микротвердости, модуля упругости и упругого восстановления в системе NanoTest 600 были использованы микро- и наноинденторы в виде трёхгранной пирамидки Берковича.

Исследование микротвердости покрытия (рис. 1) показывает, что наибольшие значения твердости поверхностного слоя наблюдаются на глубине 20 – 30 мкм. Столь незначительная глубина увеличения микротвердости и существенное её изменение, может быть объяснено лишь высокой плотностью мощности искрового разряда и малой продолжительностью периода его активного взаимодействия с материалом, которые не позволяют эрозионному массовому потоку проникать в глубь материала, а формировать при этом

в приповерхностной зоне модифицированный упрочненный слой.

Полученные данные свидетельствуют о том, что наибольшие значения микротвердости имеют поверхностные слои обработанные мето-

дом ЭИЛ с применением материала анода ВК6 и ВК6 с бронзой, при этом материал катода Ст65Г практически не изменяет микротвердость поверхностного слоя.

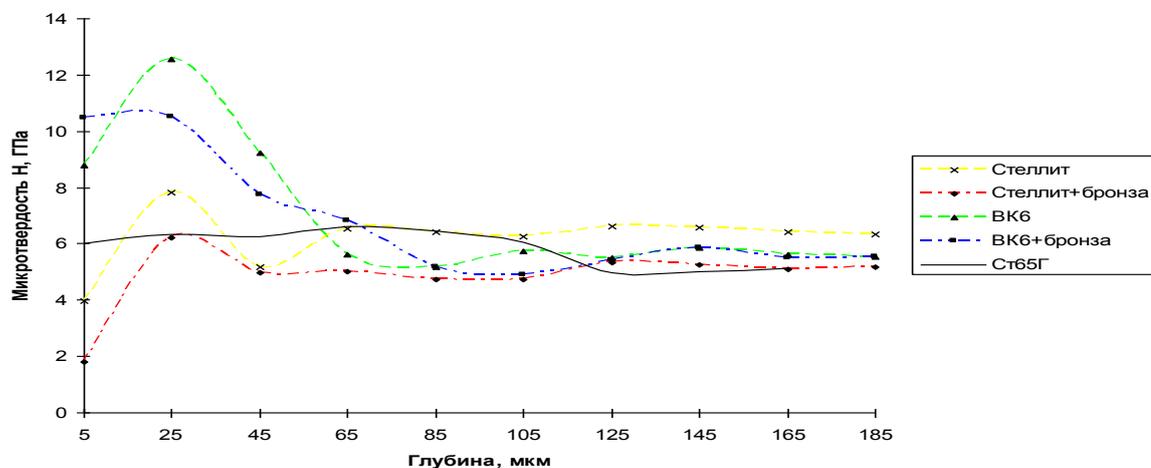


Рис. 1 – Зависимость твёрдости различных покрытий от глубины

Одной из основных характеристик материала при индентировании является отношение его твердости  $H$  к модулю упругости (модулю Юнга)  $E$  часто называемое индексом пластичности материала. Величина  $H/E$  характеризует способность материала к изменению его размеров и формы в процессе деформации и может служить качественной сравнительной характеристикой сопротивления материалов деформированию при механическом нагружении, т.е. отражает его структурное состояние. Величина  $H/E$  также используется для характеристики способности материалов к износу при трении.

Графическое изображение полученных результатов (см. рис. 2) свидетельствует о том, что используемые материалы катода Ст65Г и Стеллит позволяют получать на поверхности анода крупнокристаллические соединения характеризующиеся показателем  $H/E < 0,04$  [5], при этом остальные материалы образуют в основном на поверхности обрабатываемой детали мелкокристаллические соединения ( $H/E \approx 0,05 \div 0,09$ ). Для слоев материалов имеющих высокие значения индекса пластичности характерна высокая износостойкость, в случае если

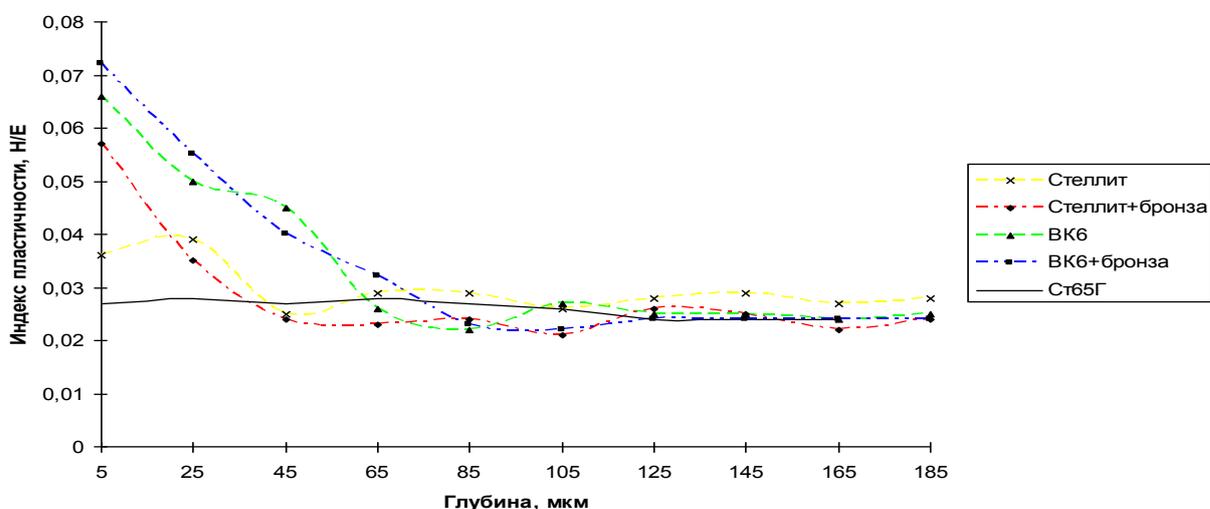


Рис. 2. Изменение индекса пластичности различных покрытий по глубине

этот материал имеет модуль упругости, близкий к модулю Юнга подложки (основного материала). То есть материалы: стеллит с бронзой (БрАЖ-9), ВК6, ВК6 с бронзой используемые в качестве анода по-видимому позволяют получать покрытия имеющие высокие механические характеристики при работе условиях различных видов трения.

Для оценки сопротивления материалов пластической деформации используют [6] качественную сравнительную характеристику – соотношение  $H^3/E^2$ . Для увеличения сопротивления деформации необходимо при высокой твердости стремиться к минимально возможному модулю Юнга. Сравнение нанесенных покрытий первого слоя (рис. 3) позволяет сделать вывод о том, что покрытия, нанесенные электродом из ВК6, дают более высокие значения индекса пластичности при достаточно высоком значении отношения  $H^3/E^2$ . Так например, известно, что у керамических и металлокерамических материалов значение  $H^3/E^2$  обычно не превышают 0,2 Гпа, а значение этого параметра в TiNi практически на порядок ниже (т.е. 0,02 Гпа). Нанесение покрытия ВК6 с бронзой на поверхность приводит к некоторому увеличению механических свойств в верхней зоне покрытия, которые по своим показателям хотя и меньше чем у керамики, однако значительно выше, чем у никелида титана. Градиент механических свойств покрытия СТ65Г минимален.

**Заключение.** Полученные электроискровым легированием слои покрытия при использовании различных материалов имеют достаточно высокие показатели механических свойств, при этом по-

крытия, нанесенные электродом из ВК6, дают более высокие значения практически по всем показателям, хотя покрытия из ВК6 с бронзой не уступают этим значениям однако их градиент по глубине резко изменяется. Таким образом в качестве материала электродов для нанесения покрытия электроискровым методом достаточно обосновано и целесообразно применять ВК6, расход которого при использовании данного метода нанесения незначителен. При этом для снижения коэффициента трения в различных сопряжениях необходимо также осуществлять подбор антифрикционной компоненты создаваемого покрытия, нанесение которого также возможно электроискровым способом.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 12-08-00972)

1. Костецкий, Б.И. Трение смазка и износ в машинах / Б.И. Костецкий – Киев: Техника, 1970. – С. 396.
2. Блажеев, В.В. Исследование влияния процесса электроискрового легирования на упрочнение поверхностного слоя стали 45 / В.В. Блажеев, А.В. Гольцев, Н.А. Кучма и др. // Труды всероссийской научно-практической конференции «Транспорт – 2012», ч.2, Ростов-на-Дону, РГУПС, 2012, С. 310-311.
3. Иваночкин, П.Г. Исследование механических свойств нанопокровий, нанесенных электроискровым легированием / П.Г. Иваночкин, А.В. Гольцев // Труды всероссийской научно-практической конференции «Транспорт – 2010», ч.3, Ростов-на-Дону, РГУПС, 2009, – С. 247–248.
5. Горбань, В.Ф. Идентификация структурного состояния материалов методом автоматического индентирования / В.Ф. Горбань, Н.А. Мамека, Э.П. Печковский, С.А. Фирстов // Сб. докл. Харьковской нанотехнологической ассамблеи. Харьков, 2006. – Т.1. – С. 52-55.
6. Mayrhofer, P.H. Structure-property relationships in single- and dual-phase nanocrystalline hard coatings / P.H. Mayrhofer, C. Mitterer, J. Musil // Surface and Coating Technology. – 2003. v. 174-175. P. 725-731.

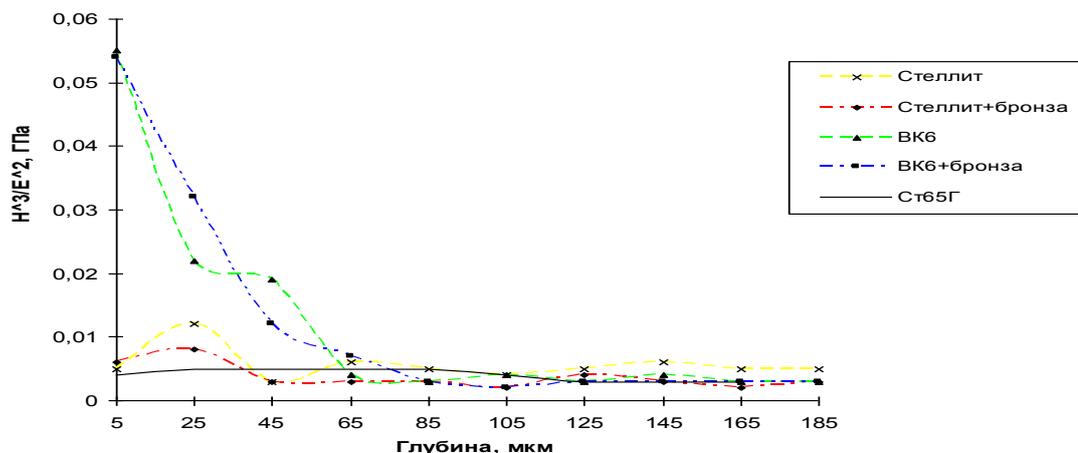


Рис. 3. Изменение показателя  $H^3/E^2$  покрытий по глубине

## ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ОБРАБОТКА АВИАЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ МАЛОЙ ЖЕСТКОСТИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ДЕМПФИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВИБРАЦИЙ

С.А. Болсуновский<sup>1</sup>, В.Д. Вермель<sup>1</sup>, Г.А. Губанов<sup>1</sup>, Л.Л. Чернышев<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Центральный Аэрогидродинамический Институт им. проф. Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия; [sergey.bolsunovskiy@tsagi.ru](mailto:sergey.bolsunovskiy@tsagi.ru)

Детали авиационных конструкций в отдельных случаях характеризуются малыми относительными толщинами и низкой жесткостью. При обработке таких деталей на этапах получистового и чистового высокоскоростного фрезерования циклическое импульсное воздействие фрезы может привести к возбуждению высокоамплитудных вибраций обрабатываемой заготовки [1]. Их результатом становится снижение точности и качества обработки, в отдельных случаях – образование глубоких подрезов вплоть до брака детали. Традиционным решением проблемы является применение специальной технологической оснастки, формирующей дополнительные точки закрепления детали. Ее использование связано с увеличением длительности процесса изготовления и затрат на технологическую подготовку производства.

Перспективным для устранения вибраций при высокоскоростном фрезеровании может стать применение специальных технологических демпферов.

В ЦАГИ для этой цели рассматриваются инерционные демпферы (динамические виброгасители), применяемые в промышленности для подавления колебаний сооружений и конструкций, и демпферы, рассеивающие энергию вибраций. Рассмотрим особенности их конструкции и применения для устранения вибраций при обработке.

Принципиальная схема инерционного демпфера показана на рис 1. Груз массой  $M$  на пружине жесткостью  $K$  моделирует исходную конструкцию, колебания которой требуется погасить. Демпфер представляет собой небольшой дополнительный механический осциллятор (груз массой  $m$  на пружине с жесткостью  $k$ ), закреплённый на исходной конструкции. Если настроить демпфер так, чтобы частота внешнего силового воздействия  $n$  совпала с собственной частотой колебаний демпфера,

$$\frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k}{m}} = n \quad (1)$$

то воздействие внешней переменной силы  $F$  на груз массой  $M$  вызовет колебания только груза массой  $m$ , а груз  $M$  будет оставаться неподвижным, благодаря тому, что воздействие силы  $F$  на груз  $M$  компенсируется воздействием на неё ко-

леблющегося груза массой  $m$  через пружину  $k$ . Существенно, что значения величин  $M$  и  $K$  не входят в условие (1) отсутствия колебаний груза  $M$ , т.е. настроенный демпфер гасит колебания конструкции независимо от её собственных частотных характеристик.

На практике, в частности в конструкциях специальных antivибрационных фрез и оправок, используют инерционный демпфер со значительным внутренним трением, настроенный в соответствии с частотной характеристикой конкретной рассматриваемой конструкции [2-5]. Однако применение подобного метода для снижения вибраций заготовок требует предварительного определения (расчётным или экспериментальным путём) их частотных характеристик для каждой новой детали, что крайне затруднительно в реальных производственных условиях.

В ЦАГИ для решения задачи снижения вибраций фрезеруемой заготовки был предложен другой способ настройки инерционного демпфера – на постоянную частоту внешнего воздействия, определяемую частотой вращения шпинделя и числом зубьев фрезы. Инерционный демпфер с собственной частотой колебаний, равной частоте ударов зубьев фрезы, будет препятствовать вынужденным колебаниям заготовки в процессе фрезерования независимо от её собственных частотных характеристик. Чтобы учесть несколько кратных гармоник спектра воздействия фрезы могут быть использованы несколько конструктивно соединённых инерционных демпферов.

Инерционный демпфер эффективно подавляет резонансные вибрации обрабатываемой заготовки. Для подавления автоколебательных вибраций, для которых основная частота колебаний отлична от частоты воздействия фрезы и равна собственной частоте колебаний детали, целесообразно совместно с инерционным демпфером использовать демпфер, рассеивающий энергию колебаний. Авторами была разработана конструкция демпфера, рассеивающего энергию колебаний обрабатываемой детали, выполненная в виде пенала, заполненного дробью. Рассеяние энергии происходит за счёт соударений и трения между дробинками [6]. Другим вариантом такого демпфера может являться поглотитель колебаний с вязким трением, состоящий из штока, перемещающегося

внутри заполненного вязкой жидкостью цилиндра, выполненного в теле массивного груза.

Разработанный прототип демпфера, конструктивно объединяющий два инерционных демпфера и демпфер, рассеивающий энергию колебаний, изображен на рис. 2. Каждый из инерционных демпферов представляет собой механический резонатор, состоящий из стальной балки с грузами на концах. Требуемая собственная частота колебаний резонатора обеспечивается подбором соответствующего положения грузов вдоль длины балки. Первый инерционный демпфер настроен на частоту ударов зубьев фрезы, второй – на вдвое большую частоту.

Изготовленный прототип демпфера был применен при обработке модели лопасти, имеющей малую жесткость.

Для оценки эффективности до начала обработки было выполнено измерение амплитудно-частотной характеристики детали, по отношению к нормальному воздействию на поверхность, с демпфером и без него (рис. 3). Измерение было выполнено по стандартной методике модальных испытаний с помощью акселерометра и инструментального молоточка. Видно, что после закрепления демпфера частотная характеристика заготовки значительно улучшилась – высота резонансного пика (благодаря демпферу с рассеянием энергии) снизилась в 18 раз, и при этом (благодаря настроенному инерционному демпферу) отклик заготовки падает практически до нуля на частоте удара зуба фрезы. Т.е. почти полностью устранён отклик заготовки именно на ту частоту, с которой на неё будет оказываться силовое воздействие в процессе обработки.

Экспериментальная обработка заготовки без демпфера и с демпфером подтвердила его эффективность. На рис. 4а приведена фотография заготовки, обработанной без демпфера. На поверхности полученной детали видны многочисленные

дефекты. На рис. 4б приведен результат обработки такой же заготовки с использованием демпфера. На этой детали дефекты отсутствуют, контроль точности изготовления показал, что деталь соответствует предъявляемым требованиям.

В результате исследований экспериментально подтверждена перспективность применением демпфирования технологических вибраций при фрезеровании авиационных деталей с низкой жесткостью. Использование демпферов позволяет существенно сократить затраты на технологическую подготовку производства сложных деталей авиационных конструкций на заводах РФ.

1. Болсуновский С.А., Вермель В.Д., Гришин В., Губанов Г.А., Качарова И.Н. Расчетное и графическое обеспечение уточнения параметров высокоскоростного фрезерования аэродинамической модели для предотвращения резонансных вибраций // САПР и графика. – 2011. – №10.
2. Ден-Гартог Дж. П. Механические колебания. – М.: государственное издательство физико-математической литературы, 1960.
3. Пановко Я.Г. Введение в теорию механических колебаний. – М.: Наука, 1991.
4. Ананьев И.В., Тимофеев П.Г. Колебания упругих систем в авиационных конструкциях и их демпфирование. – М.: Машиностроение, 1965.
5. Smith S. Dynamic absorbers reduce vibration // Cutting tool Engineering. – 2012. – №4(64).
6. Sims N., Amarasinghe A., Ridgway K. Particle dampers for workpiece chatter mitigation. // ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition. – 2005.

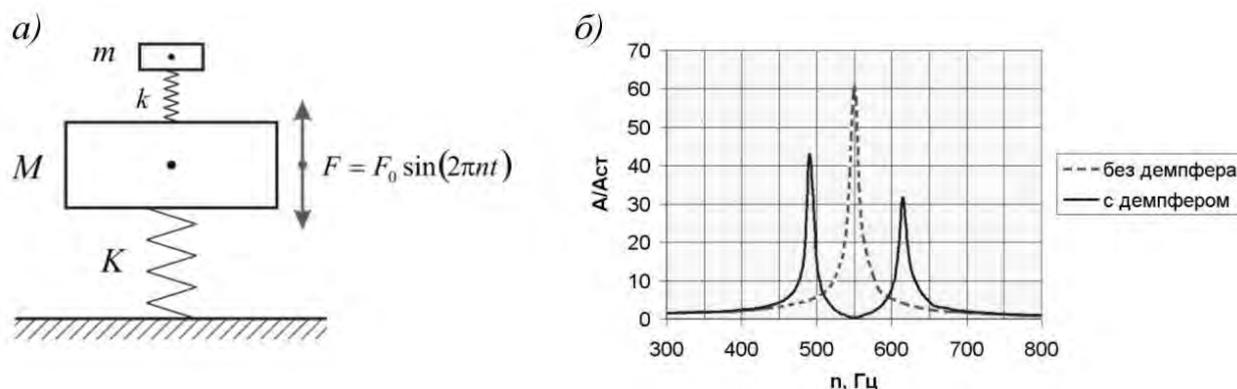


Рис. 1. а) принципиальная схема инерционного демпфера; б) влияние инерционного демпфера на частотную характеристику конструкции,  $A/A_{ст}$  – отношение амплитуды колебаний к величине деформации при статическом нагружении



Рис. 2. Разработанный прототип демпфера для фрезерования нежестких заготовок

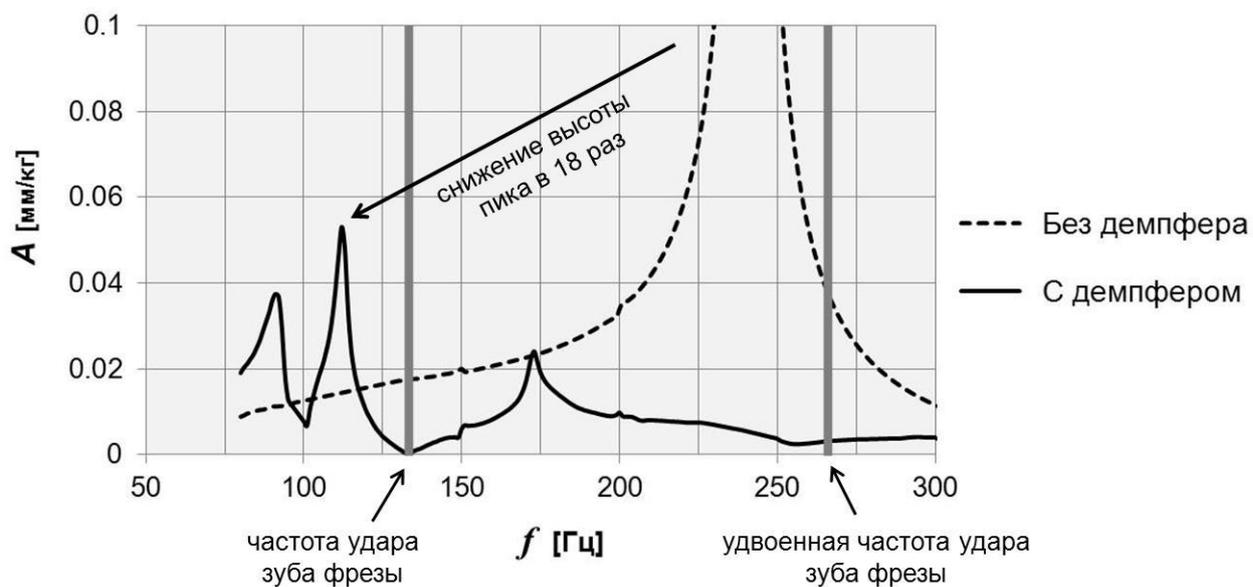


Рис. 3. Амплитудные частотные характеристики заготовки без демпфера и с демпфером, здесь  $f$  – частота силового воздействия,  $A$  – отношение амплитуды отклика заготовки к амплитуде вынуждающего усилия

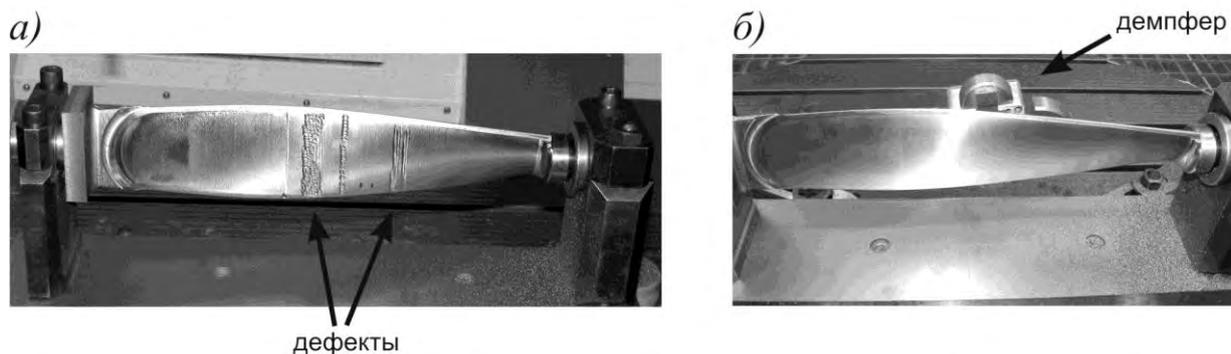


Рис. 4. Полученная поверхность детали при обработке: а) без демпфера; б) с демпфером

## ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ И ПРОГРАММНО – АППАРАТНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ АНАЛОГО - ЦИФРОВЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ В СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ СТАНКОВ И ОБОРУДОВАНИЯ С ЧПУ

Ю.Н. Бугров

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия;

[bugrov953@mail.ru](mailto:bugrov953@mail.ru)

Отличительными особенностями цифровых устройств, на примере АЦП, ЦАП, др., используемых в оборудовании с ЧПУ, ПЛК. являются производительность, точность и быстродействие в обработке аналоговых и цифровых сигналов.[1,2], где такие устройства реализованы:

- на принципе поразрядного взвешивания измеряемого и эталонного сигнала, что может повысить производительность измерения за счет увеличения двоичных разрядов и применения точных операционных усилителей и быстродействующих цифровых устройств для формирования эталонных сигналов взвешивания;  
- на принципе параллельной арифметикой и логической обработки в двоичных или десятичных разрядах.

### Анализ работы АЦП с поразрядным взвешиванием (рис.1).

В схеме авторской разработки АЦП (ADC) на основе поразрядного взвешивания, используются следующие элементы и их функции [3]:

ГТВВ – генератор тактовых сигналов ввода/вывода T11.0, T11.1, T22.1, T22.2;

RC1– счетчик (в объеме  $m = 2^n$  тактов цикла взвешивания);

DEC– Дешифратор (декодер) взвешивания  $m$ -разрядов/весов с памятью веса RG1;

RG2 – Память результат + вес с логикой вывода RG2;

VT1n,...,VT11 – ключи весов в разрядах ЦАП(DAC);

DA1,DA2– амплитудные дискриминаторы для формирования сигнала  $\pm U11$  и сравнения его с текущим значением сигнала измерения  $\pm U10$  и определения сигнала вывод  $U12 \geq 0$  по результатам текущего взвешивания;

Схема АЦП рис.1,а для поразрядного взвешивания соответствует, как в принципе выполняемых функций, так и по содержанию и работе структурных компонентов, например:

а) На входе ЦАП (DAC) (рис. 1,б) используется регистр RG2 памяти конечного результата взвешивания и для ввода цифрового значения U12 и его преобразования в аналоговый сигнал U20 при сравнении с измеряемым U12;

б) На выходе ЦАП для тактированного управления сигналом U21, в каждом цикле по разрядного взвешивания, этот сигнал синхронизирован с тактом T11.1, что обеспечивает формирование логического опроса

условий сравнения сигналов по каждому такту взвешивания T21.1.

В общей схеме управляющего счетчика RC1, он дополнен дешифратором разрядов и тактов взвешивания T12, T11, а так же логикой управления ввода текущего разряда для взвешивания и записи на выходной регистры RG1, RG2.

На рисунке.1,б приведена диаграмма сигналов T22.2 и T11.1 формирователя сигналов записи и синхронизации от амплитудного дискриминатора при записи в регистр памяти результата.

Алгоритм работы АЦП рис.2 представлен в режимах измерения аналогового сигнала, например  $U10 \leq 9,999...9 V$ , что в целом для АЦП этого типа, устанавливает его набор операций с функциональными связями, а также его основные особенности [4].

Сравнительный анализ АЦП по методу поразрядного взвешивания, показывает его значительное преимущество в производительности - в десятки и сотни раз, относительно известных АЦП, например, последовательно – интегрирующего типа, и в то же время, показывает примерно равный уровень чувствительности и точности [2].

### Принципы и организации работы АЦП параллельного типа

Рассматривается АЦП параллельного типа, разработанного автором по известным методам сравнения эталонных сигналов с измеряемым и преобразованием в  $n$  – разрядный код, где однако, с увеличением числа  $n$  двоичных разрядов возрастает, и значительно, требования к точности резистивных делителей эталонного напряжения, что ограничивает  $n \leq 8$  [3].

Отличием представленной разработки, является его принципы организации, на основе  $n$  - разрядного декадного АЦП(ADC) с использованием арифметико – логических устройств (АЛУ) при обработке аналогового и числового сигналов.

При этом вывод результатов преобразования осуществляется непосредственно на светодиодные индикаторы значащих десятичных разрядов в каждой декаде, а так же может быть передан через интерфейс в УЧПУ, ПЛК для дальнейшей обработки.

Схема и работа АЦП этого типа может быть рассмотрена на примере принципиальной схемы АЦП рис.2.

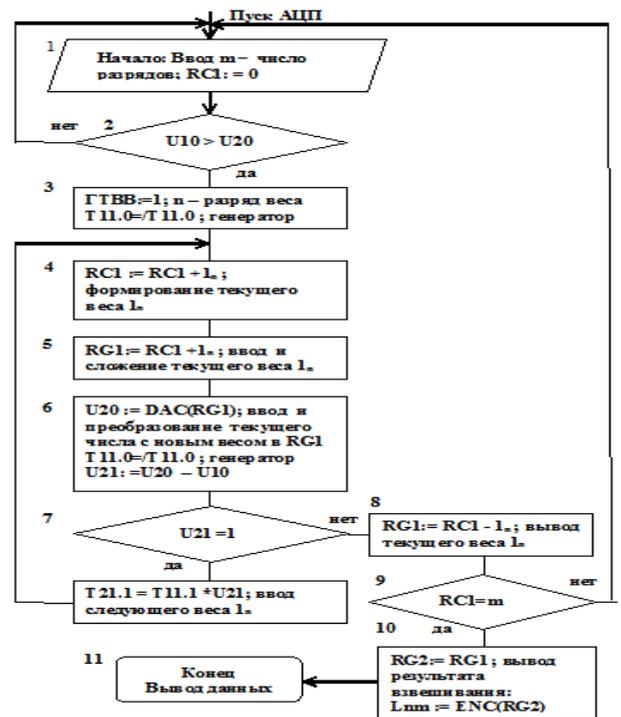
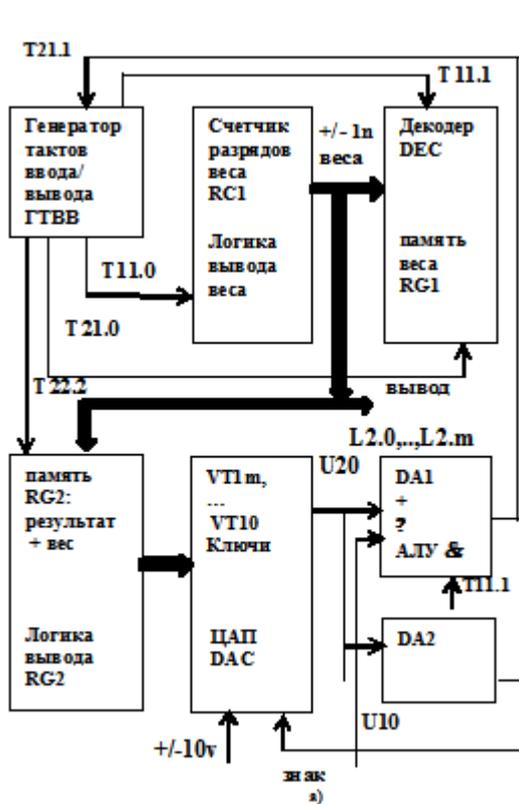


Рис. 2. Алгоритм работы АЦП в режимах измерения аналогового сигнала, например  $U_{10} \leq 9,999...9 \text{ V}$ , методом поразрядного взвешивания.

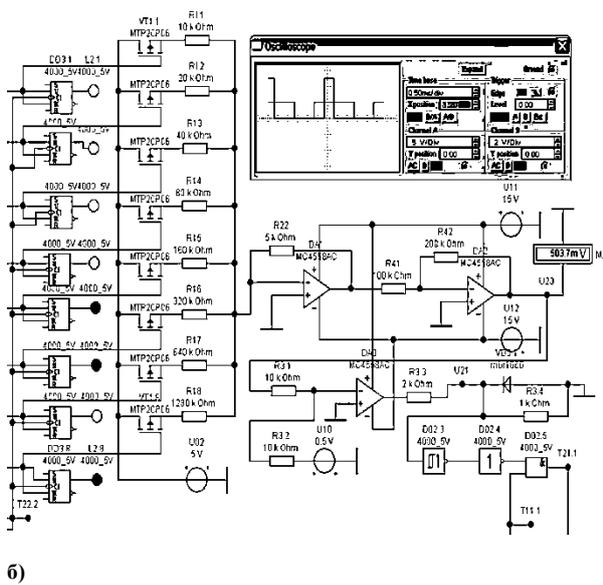


Рис. 1. Схема АЦП с поразрядным взвешиванием и преобразованием текущего результата в ЦАП: а) функциональная схема АЦП; б) схема ЦАП для 8 – ми разрядного АЦП.

Промежуточный декадный разряд АЦП с реальным преобразователем много разрядного числа, например для одной из декад содержит:

а) Эталонный делитель опорного напряжения ( $U_{11.1}=10\text{V}$ ) на резисторах R10 – R19, для эталонных напряжений, производных от  $10 \text{ V}$  {для  $m = 0, 1, 2, 3, \dots, 9$ };

б) Дискриминаторы A10 – A19, A21 – A29, ..., An0 – An9, и элементы D10 – D19 для сравнения с измеряемым сигналом U10;

а) функциональная схема АЦП;

б) схема электрическая ЦАП с выводом данных в RG2 и на индикацию L2.n.m

в) Выделения условия  $U_{11.1} \geq \{0, 1, 2, 3, \dots, 9\}$ , и формирования позиционного сигнала на соответствующий разряд ЦАП на A13 с входными ключами VT10 – VT19 для резисторов R30 – R39;

в) Модифицирующие сумматоры на A41, A42 значения цифры  $U_{10} = 9,999... \text{ V}$  в  $U_{10} = 0,999... \text{ V}$  для младших разрядов;

г) Следующие и последняя младшая декады преобразования числа  $U_{10} = 9,999... \text{ V}$  в  $U_{10} = 0,90\text{V}$  и в  $U_{10} = 0,09\text{V}$ , и т.д., может, как АЦП, рассматриваться унифицированной схемой для любого промежуточного декадного разряда.

В АЦП этого типа, для преобразования в n - разрядный десятичный позиционный код с точностью и быстродействием, необходимо учитывать ограничения, связанные с реальными характеристиками амплитудных дискриминаторов на операционных усилителях.

В составе АЦП параллельного типа, например в объеме n – x разрядного позиционном десятичного кода (для реального преобразования аналогового сигнала  $U_{10} = 9,999...9 \text{ V}$ ) рис.3.

Сравнительная оценка параллельных АЦП с АЛУ в каждой декаде с АЦП выполненных по методу поразрядного взвешивания, превосходит показатели последних, например, в

производительности, при относительно близком уровне точности табл. 1.

Таблица 1.

Сравнительная оценка точности  $\delta_i = (|U_{10} - U_{20}|)/U_{10}$  и  $\delta_0$  по выборке числа измерений  $k = 6$  для АЦП1 (с поразрядным взвешиванием  $n = 8$ ) и АЦП2 параллельного типа с  $n = 3$  декадными преобразованиями в АЛУ

$U_{10}$ v	0,01	0,12	1,23	2,34	3,47	4,56	$\delta_{01}$ = $(\sum \delta_{1i}) / k$	$\delta_{02}$ = $(\sum \delta_{2i}) / k$	АЦП
$U_{20}$ v	0,033	0,175	1,297	2,395	3,517	4,614			АЦП1
$\delta_{1i}$	0,006	0,014	0,064	0,016	0,017	0,014	0,018		АЦП1
$U_{20}$ v	0,01	0,11	1,22	2,32	3,46	4,56			АЦП2
$\delta_{2i}$	0	0,01	0,01	0,02	0,01	0		0,008	АЦП2

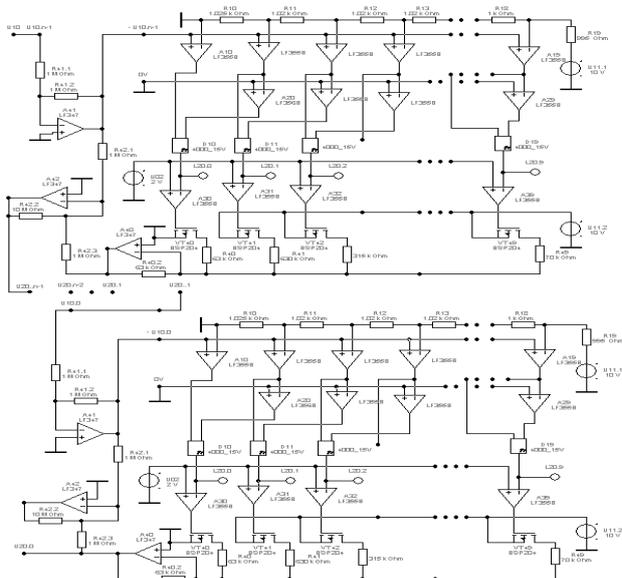


Рис. 3. АЦП параллельного типа с преобразованием измеряемых сигналов  $U_{10} \leq 9,99...9$  V в десятичный позиционный код  $L_n0, L_n1, \dots, L_n9$ , в каждом из  $n$  – декад.

Таким образом, проведенный анализ в устройствах АЦП, как реализованных на основе поразрядного взвешивания, так и в параллельных АЦП с использованием в каждой декаде АЛУ с комбинированной обработкой аналоговых и цифровых сигналов, дает основу для широкого применения наиболее перспективным АЦП этого типа.

1. Тотхейм, Основы цифровой электроники, М.: «Мир», 1998. 392с.
2. Лебедев О.Н. и др. «Цифровые микросхемы, микросхемы памяти, ЦАП, АЦП», «Радио и связь», М.:, 1994. 159 с.
3. Бугров Ю.Н. Цифровые устройства в системах управления и автоматизации оборудования (станков и роботов) с ЧПУ. Учебно – методическое пособие. М.: МГУПИ, 2014. 90 с.
4. Бугров Ю.Н. Программирование электроавтоматики технологических команд, функций и цикловых движений в многоцелевом оборудовании (станков и роботов) с ЧПУ // V Всероссийская научно-техническая конференция «Мехатроника, Робототехника, Автоматизация. Сборник научных трудов. Выпуск №6. М.: МГУПИ, 2012. С.10-16.

## АЛМАЗОПОДОБНЫЕ ПОКРЫТИЯ-ОРИЕНТАНТЫ И ИХ ЛИЯНИЕ НА СМАЗОЧНУЮ СПОСОБНОСТЬ МАСЕЛ

И.А.Буяновский<sup>1,4</sup> ([buyan37@mail.ru](mailto:buyan37@mail.ru)), В.А.Левченко<sup>2</sup>, А.Н.Большаков<sup>1</sup>,  
А.Г.Сипатров<sup>3</sup>, М.Н.Зеленская<sup>1</sup>, В.Н.Матвеев<sup>2</sup>, Р.В.Бартко<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения РАН, Москва, Россия

<sup>2</sup>Химический факультет МГУ им. Ломоносова, Москва, Россия;

<sup>3</sup>25 ГосНИИ химмотологии Минобороны РФ, Москва, Россия;

<sup>4</sup>МГТУ им. Баумана, Москва, Россия

### Цель

Анализируется метод повышения смазочной способности масел, основанный на том, что строение граничного слоя воспроизводит строение и уровень упорядоченности поверхностного слоя подложки, так что, задавая структуру поверхностного слоя твёрдого тела, можно обеспечить получение оптимальных антифрикционных и протвоизносных характеристик граничного смазочного слоя в смазываемых узлах трения. Цель предлагаемой работы – оценить эффективность антифрикционного и протвоизносного действия граничного слоя, образованного на покрытии-ориентанте, как альтернативы его образованию за счёт введения в смазочные среды специальных присадок.

### Материалы и методика

В качестве объекта исследований был выбрано покрытие монокристаллическим углеродом, легированное вольфрамом (В-МКУ покрытие). Как показали наши исследования, покрытие монокристаллическим углеродом является прекрасным ориентантом, обладая при этом хорошей адгезией к подложке, высокой твёрдостью и прочностью [1]. В то же время, согласно [2], не являющиеся ориентантом алмазоподобные покрытия аморфным углеродом, легированные вольфрамом, достаточно хорошо изучены и широко применяются в исследовательской практике с целью выявить механизм их протвоизносного и антифрикционного действия. Поэтому была поставлена задача выявить эффективность протвоизносного и антифрикционного действия легированного вольфрамом покрытия-ориентанта.

В качестве смазочной среды использованы нормальные углеводороды: н-тетрадекан (н-С<sub>14</sub>H<sub>30</sub>), н-гексадекан (н-С<sub>16</sub>H<sub>34</sub>) и синтетическое масло ПАО-4. Испытывались также образцы без смазочного материала («сухое» трение). Трибологические испытания проводили на двух машинах трения с различной геометрией контакта: на машине трения ВП-1, и на вибротрибометре УМТ-3МТ (производство компании CETR).

Машина трения ВП-1, разработанная в ИМАШ РАН [3], воспроизводит трение неподвижного ролика из стали 100Сг6 диаметром 8 мм по пластине из закалённой стали ШХ-15, на поверхность которой нанесено исследуемое покрытие. Эта пластина осциллирует относительно ро-

лика с частотой 1 Гц при нагрузках в интервале 12,5 – 50 Н. Продолжительность испытания при каждой нагрузке – 60 мин. На протяжении эксперимента постоянно регистрируется коэффициент трения; после окончания каждого испытания измеряется линейный износ пластины с помощью профилографа-профилометра завода «Калибр» марки 201.

Испытания на машине трения УМТ-3МТ, реализующей схему трения «осцилляция шарика по пластине», на которую наносили исследуемое покрытие, проводили методом, зафиксированном ASTM D6425, согласно которому процесс испытания проходил в 16 этапов (длительностью от 1 до 30 мин каждый), в процессе которых нагрузка на узел трения изменялась по определённой программе в интервале 4...50 Н, а частота осцилляций – в интервале 1...50 Гц. После окончания испытаний проводили микрометрию и профилометрию пятен износа с помощью инструментального микроскопа ММИ-2 и стилусного профиломера TR-200, а затем, по методу, зафиксированному DIN 5184, рассчитывали объём износа шаров и пластин. Материалом и пластин, и шаров служила сталь ШХ-15, закалённая до HV980. Диаметр шарика – 12,7 мм.

Монокристаллическое углеродное покрытие наносили ионно-плазменным методом с одновременным ионным стимулированием растущего покрытия. Имплантацию проводили с использованием ионов вольфрама, полученных распылением металлической мишени [1,4]. Толщина нанесённых покрытий составляла 1,6 – 2,1 мкм.

Параллельно испытывали стальные пластины без покрытия. В отличие от испытаний на машине ВП-1, на которой испытания проводили только в масле ПАО-4, на вибротрибометре смазочной средой служили также тетрадекан и гексадекан. Кроме того, дополнительно проводились испытания без смазочного материала (при «сухом» трении) по сокращённой программе, включающей 12 этапов.

### Результаты и их обсуждение

Результаты испытаний исследуемых покрытий представляли в виде зависимостей коэффициента трения стали по стали и стали по исследуемому покрытию от продолжительности испытаний для каждой нагрузки (от 12,5 до 50 Н). В качестве примера приводим эти зависимости для нагрузки на шарик 37,5 Н (см. рис. 1). Как видно из пред-

ставленного графика, в начальный период испытания коэффициенты трения ролика по покрытой и непокрытой поверхностям мало различаются, но затем коэффициент трения по стали без покрытия начинает резко возрастать, в то время, как коэффициент трения по пластине с покрытием-ориентантом до конца испытаний остаётся практически неизменным.

Результаты трибологических испытаний на машине трения ВП-1 сведены в табл. 1.

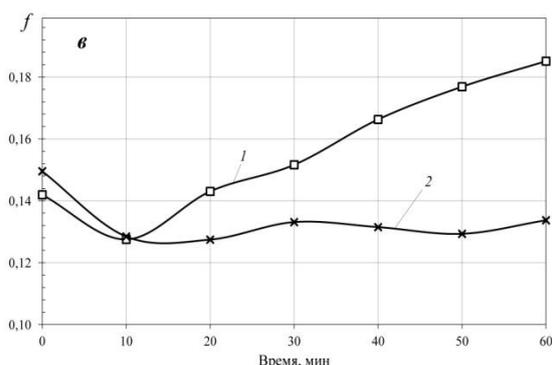


Рисунок 1. Зависимость коэффициента трения от продолжительности испытаний стали по стали (кривая 1) и стали по В-МКУ-покрытию (кривая 2) в масле ПАО-4 при нагрузке 37,5 Н (машина трения ВП-1, частота осцилляций 1 Гц)

Таблица 1. Результаты испытаний В-МКУ покрытия-ориентанта на машине трения ВП-1 в среде масла ПАО-4 при всех исследуемых нагрузках и частоте осцилляций 1 Гц

В-МКУ покрытие	нагрузка, Н	коэффициент трения	износ, мкм
нет	12,5	0,235	4,00
есть		0,130	0,10
нет	25	0,205	5,00
есть		0,140	0,10
нет	37,5	0,184	5,00
есть		0,135	0,12
нет	50	0,172	7,00
есть		0,126	0,17

Для всех сравниваемых нагрузок как коэффициенты трения, так и износы пластин для покрытия-ориентанта существенно ниже (причём износы ниже, более чем на порядок), чем для случая трения по образцу без В-МКУ-покрытия.

Аналогичная закономерность наблюдалась при трибологических испытаниях исследуемого покрытия в трех смазочных средах на вибротрибометре UMT-3MT, сопровождаемых углубленным исследованием поверхностей трения на атомно-силовом микроскопе Nanosurf-B. Как видно из рис. 2, на поверхности пластины, испытанной по описанной выше методике, резко различаются участок пластины на дорожке износа (рис.2,а) от участка той же пластины вне дорожки износа (рис. 2,б), на котором сохранилась первоначальная обработка поверхности пластины. Из-

нос покрытия сопровождается как сглаживанием выступов, так и выкрашиванием отдельных участков на глубину порядка 300 нм.

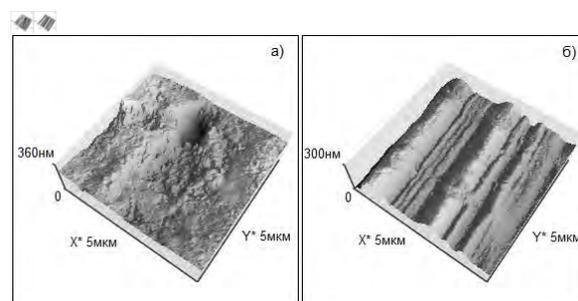


Рисунок 2. АСМ изображение (5x5 мкм) участков поверхности пластины внутри дорожки износа (а) и вне её (б). (Испытание на машине UMT-3MT по ASTM D6425, смазочная среда - н-тетрадекан)

Сравнение микрофотографий дорожек износа полученных при испытании на вибротрибометре UMT-3MT по ASTM D6425 на образце с В-МКУ покрытием (рис. 3, слева) и на образце без покрытия (справа) показывает существенное различие между полученными изображениями. Так, линии шлифовки стальной пластины на поверхности с исследуемым покрытием не нарушены (слева), поскольку это покрытие надёжно защищает поверхность стали от износа, в то время, как на изображении справа повреждения поверхности заметны достаточно отчётливо.

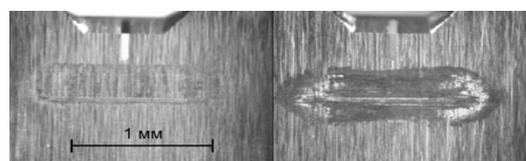


Рисунок 3. Микрофотографии дорожки износа пластины с нанесенным покрытием (слева) и пластины без покрытия при  $N_{\text{MAX}} = 51$  Н (вибрационный трибометр UMT-3MT, смазочная среда – н-тетрадекан)

На рис. 4 – 5 приведены зависимости коэффициентов трения стального шара по стальной пластине и стального шара по стальной пластине с В-МКУ покрытием от частоты осцилляций пластины (рис. 4) и от нагрузки на узел трения (рис. 5) в средах трёх исследуемых углеводородов.

Анализ данных, полученных при испытаниях на вибротрибометре UMT-3MT, позволяет установить, что В-МКУ покрытие оказывает существенное влияние коэффициент трения между образцами, и пластины, причём это влияние сказывается как при «сухом» трении, так и при трении в среде исследуемых углеводородов. Особенно это заметно при «сухом» трении при нагрузке 2 Н. Здесь коэффициент трения порядка 0,3, практически равный коэффициенту трения в присутствии тетрадекана. При повышении нагрузок свыше 2 Н коэффициент «сухого» трения резко

возрастает и устанавливается на уровне 1,0, что, по-видимому, связано с разрушением покрытия в отсутствие смазочной среды. При нагрузке 2 Н (см. рис. 2,а) покрытие даже в условиях отсутствия смазочного материала не разрушается, что и обеспечивает достаточно низкий коэффициент трения вплоть до максимальной частоты осцилляций, когда коэффициент трения резко возрастает.

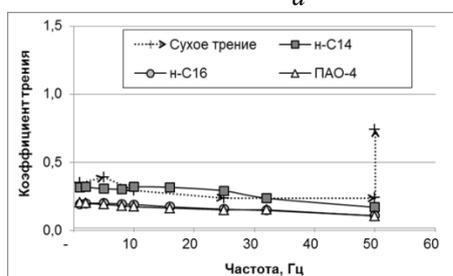
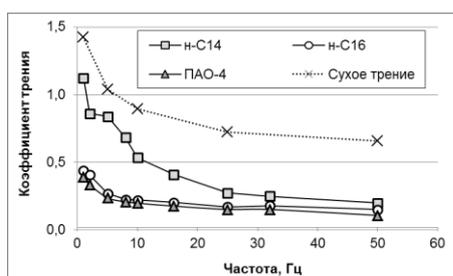


Рисунок 4. Зависимости коэффициентов трения от частоты осцилляций для фрикционного контакта стали по стали (а) и стали по В-МКУ – покрытию (б) в трёх средах и при «сухом трении». Нагрузка на узел трения – 2Н

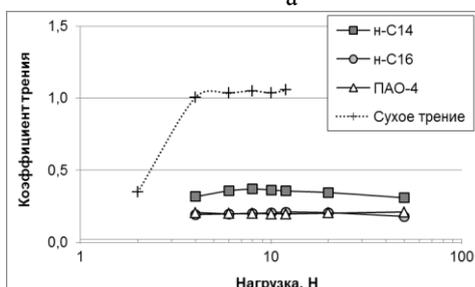
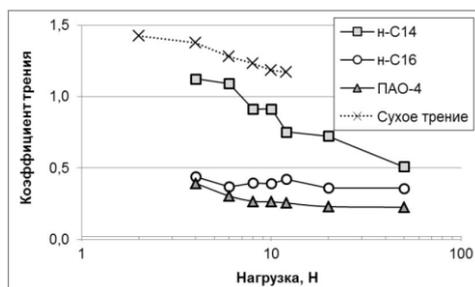


Рисунок 5. Зависимости коэффициентов трения от нагрузки на узел трения для фрикционного контакта стали по стали (а) и стали по В-МКУ – покрытию (б) в трёх средах и при «сухом трении». Частота осцилляций – 1 Гц

Результаты испытаний исследуемых образцов в трёх углеводородных средах на вибротрибомет-

ре UMT-3MT, обработанные в соответствии с DIN 5184, представлены в табл. 2.

Таблица 2. Результаты испытаний стальных образцов с В-МКУ покрытием и без него в трёх углеводородных средах на вибротрибометре UMT-3MT

покрытие	Масло/вязкость, $\nu_{40}, \text{M}^2/\text{c}$	Коэффициент трения*	Износ, $10^3 \text{ мкм}^3$	
			шара	пластины
нет	без масла	0,66	3546	4515
есть		0,24	1065	3427
нет	n-C14/	0,20	125	262
есть		2,09	0,17	31
нет	n-C16/	0,15	57	229
есть		2,97	0,11	4
нет	PAO-4/	0,11	47	102
есть		17,3	0,11	35

\*Приведены значения коэффициентов трения в конце испытаний.

Как видно из табл. 2, покрытие монокристаллическим углеродом, легированное вольфрамом, и при испытаниях на вибротрибометре существенно снижает как коэффициент трения, так и величину износа стальных образцов. В то же время, высоковязкое масло обеспечивает низкое трения вне зависимости от наличия или отсутствия покрытия, хотя износ образца заметно снижается. Обращает на себя внимание тот факт, что покрытия не только снижают износ образцов, на которые они нанесены, но и уменьшают износ ответных образцов (шариков), которые не имеют покрытий. Таким образом, применение углеродных покрытий-ориентантов во всех случаях положительно сказывается на трибологических характеристиках исследуемых пар трения.

### Заключение

Показано, что покрытие рабочих поверхностей твёрдых тел твёрдыми углеродными алмазоподобными покрытиями в зависимости от их структуры и состава, определяемых технологией нанесения этих покрытий, оказывает заметное влияние на строение граничных смазочных слоёв, на уровень ориентации молекул смазочной среды в этих слоях, и тем самым – на трибологические характеристики узлов трения в режиме граничной и смешанной смазки.

Совокупность приведённых экспериментальных результатов, полученных на двух испытательных машинах при различной геометрии контакта и различных нагрузках и частотах осцилляций, а также в трёх инертных смазочных средах (n-тетрадекане, n-гексадекане и PAO-4) указывает на то, что нанесение на поверхности трения монокристаллических углеродных покрытий-ориентантов, в значительной степени повышает как антифрикционные, так и противозносные свойства базовых смазочных сред. Это свойство покрытий может быть использовано для получе-

ния новых свойств рабочих поверхностей деталей узлов трения.

Порядок уровней антифрикционных и противозносных свойств граничных смазочных слоёв, образованных на покрытии-ориентанте, близок к порядку характеристик граничных слоёв, образованных путём введения в смазочную среду трибологически активных присадок [5, 6]. В дальнейшем предполагается оценить возможность реализации синергизма смазочного действия при их совместном применении путём варьирования уровня ориентации молекул в граничном слое, задаваемого покрытием, и составом базового масла (определяющим механизм смазочного действия).

Работа выполнена при финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (код проекта 11-08-00958-а) и ОЭММПУ РАН (программа № 12).

1. Антифрикционное покрытие: патент РФ № 2230238, МКИ 7F 16C 33/04, Бюл. изобр.- 2004, № 16/А.В.Левченко, В.Н.Матвеевко, Ю.Н.Дроздов и др.
2. Tribology of diamond-like carbon films. Fundamentals and application/ Ed by C.Donet and A.Erdemir. – NY: Springer Science – 2008
3. Bol'shakov A.N., Buyanovskii I.A., Ignatieva et al. Laboratory Tribotests of thin carbon coatings in lubricants. //Inorganic materials - 2012, (48), № 15, - 1359-1363
4. Buyanovskii I.A., Levchenko V.A., Bolshakov A.N. et al, Effect of structure and composition of solid carbon coatings of steel parts on the lubricating properties of synthetic oil// Journal of Friction and Wear - 2013 (34) № 5, 358-361
5. Буяновский И.А., Большаков А.Н., Зеленская М.Н., Левченко В.А., Сипатров А.Г., Бартко Р.В. Влияние углеродного покрытия-ориентанта на смазочную способность базовых масел. – В кн.: Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин. – М.: ЛЕНАНД, 2013, 67-77
6. Levchenko V.A., Buyanovsky I.A., Bolshakov A.N., Matveenko V.N. Green Tribology: Influence of New DLC Coatings-Orientants and Amorphous on Antifriction Properties of Lubricants// Journal of Electrical Engineering, - 2014, 2 – 39-48

## ПОВЫШЕНИЕ ПРОЧНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ УЗЛОВ СОЕДИНЕНИЙ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПКМ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ ПРИ ПРИМЕНЕНИИ НАНО-МОДИФИЦИРОВАННЫХ КЛЕЕВ

В.Д. Вермель<sup>1</sup>, Л.Л. Чернышев<sup>1</sup>, Сыров А.М.<sup>2</sup>, Наумов С.М.<sup>1</sup>, Титов С.А.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Центральный Аэрогидродинамический Институт им. проф. Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия;

<sup>2</sup>ЗАО «АэроКомпозит», Москва, Россия;

[s\\_titov@inbox.ru](mailto:s_titov@inbox.ru)

Полимерные композиционные материалы (ПКМ) находят все более широкое применение в изделиях авиационной техники. Это обусловлено тем, что использование легких и прочных ПКМ должно привести к уменьшению веса конструкций и, как следствие, к получению ряда других преимуществ по сравнению с конструкциями из традиционных более тяжелых металлических материалов. Однако достижение этих преимуществ ПКМ в реальных конструкциях наряду с другими факторами ограничивается при необходимости проведения размерной механической обработки, изготовления проемов и отверстий для размещения закладных металлических элементов и крепежа в узлах соединений деталей.

При механической обработке на кромках и обработанной поверхности образуются дефекты типа микротрещин, ворсистости, сколов связующего, расслоений. Эти дефекты при сочетании с концентраторами напряжений в виде отверстий и вырезов приводят к уменьшению прочности и усталостной долговечности деталей из ПКМ

Ранее разработанная специалистами ФГУП «ЦАГИ» совместно с ООО НПФ «Техполиком» и Тамбовским государственным техническим университетом наномодифицированная клеевая композиция (НМК) [1] была применена для исследования возможностей упрочнения штифтовых соединений деталей из углепластика, имитирующих болтовые соединения. В процессе их проведения было установлено, что при изготовлении отверстия в образце из полимерного композиционного материала появляются дефекты на поверхности и кромках отверстия. Наряду с появлением дефектов могут так же возникать зазоры между поверхностью болта и поверхностью отверстия. Стоит учитывать, что при применении многорядных болтовых соединений, неравномерные зазоры между болтами и отверстиями приведут к неоднородной загрузке болтов, следствием чего может стать нерасчетное, преждевременное разрушение соединений. Известно [2-3], что с уменьшением зазора между болтом и отверстием в болтовом соединении уменьшается концентрация контактных и растягивающих напряжений на контуре отверстия. Поэтому использование НМК в болтовых соединениях для устранения дефектов в отверстиях и заполнения существующих зазоров между болтом и отверстием должно приводить к увеличению

прочности и усталостной долговечности соединений.

В ЦАГИ были проведены исследования болтовых соединений с использованием НМК для устранения дефектов и упрочнения. Произведены испытания на прочность при растяжении, а так же испытания на ресурс образцов из углепластика шириной 30 мм (рис. 1) с нагруженным штифтом отверстием диаметром 5.6 мм при различных видах укладки волокон в углепластике: с продольной укладкой и комбинированной при сочетании продольной укладки с укладками под углом 45° и 90°. Результаты испытаний (табл. 1-4) показали, что при устранении дефектов за счет применения наномодифицированной клеевой композиции прочность при разрушении образцов из углепластика увеличивается. Для образцов с продольной укладкой волокон 0° (100%) увеличивается на ~50,0%, а для образцов с комбинированной укладкой волокон: продольной 0° (25 и 60,0%), и укладкой под углом 45° (50 и 32,5%) и под углом 90° (25 и 7.5%) увеличивается в диапазоне от 18.0 до 20.5%.

Исходная нагрузка при усталостных испытаниях образцов серии 5.1 упрочненных НМК в ходе эксперимента изменили со значения 0.8Рст – 890кг до 830кг, связано это с тем, что оснастка не позволила проводить оставшиеся испытания при таких нагрузках (данное допущение приемлемо, т.к. кривая Веллера для углепластиков имеет небольшой наклон). Результаты испытаний образцов серий 1.1 2.1 и 3.1 не представлены т.к. в процессе полимеризации связующего не был обеспечен необходимый температурный режим и влажность окружающей среды, что привело к сильному разбросу значений.

Установлено, что за счет применения клеевой композиции усталостная долговечность образцов соединений со сложной укладкой волокон увеличивается при применении НМК разработанной в НПК ЦАГИ не менее чем в 4 раза, сравнение производилось по минимальному значению усталостной долговечности упрочненных соединений с максимальным значением усталостной долговечности исходных соединений.

1 Вермель В.Д., Доценко А.М., Смирнов Р.А., Титов С.А., Яблонский И.С., Аниховская Л.И., Кладова Л.С., Ткачев А.Г., Слепов С.К., Мележик А. В. Об исследовании оптимального содержания наночастиц в клеевых соединениях // Механика и наномеханика структурно-сложных и гетероген-

ных сред. Успехи, проблемы, перспективы. Сборник трудов Всероссийской конференции, приуроченной к 20-летию ИПРИМ РАН. Москва, 30 ноября - 2 декабря 2009 г.– М.: Альянстрасатом. - 2010. С. 72-77.

2 Сухарев И. П. Прочность шарнирных узлов машин. Машиностроение, М., 1977, 168 с.

3 Доценко А. М. Аналитическое описание распределения напряжений в образце типа проушины при нагружении ее отверстия через болт, установленный с упругим натягом. Авиационная промышленность. № 12, 1990, С.10-13.

**Табл. 1 – Значения разрушающих скальвающих напряжений, полученных при испытании на прочность образцов штифтовых соединений (ширина образца В=30 мм, диаметр отверстия d = 5,56 мм) с продольной укладкой волокон в углепластике при установке штифта в отверстие без применения клея и с применением НМК**

Партия. Ориентация укладки и относительный объем волокон (в %)	Без применения клея				С применением НМК			
	№ образца	P <sub>разр</sub> , кг	τ <sub>ск</sub> кг/мм <sup>2</sup>	Среднее	№ образца	P <sub>разр</sub> , кг	τ <sub>ск</sub> кг/мм <sup>2</sup>	Среднее
				τ <sub>ск</sub> , кг/мм <sup>2</sup>				τ <sub>ск</sub> , кг/мм <sup>2</sup>
D75.15.1.1. 0°x 45° x 90° 100 x 0 x 0	1.1С	417	6,69	7.15	1.1СНК	641	11,31	11,2 (увеличение на 56,6%)
					1.2СНК	651	11,28	
	1.2С	451	7,61		1.3СНК	636	10,98	

**Табл. 2 – Значения разрушающих напряжений смятия, полученных при испытании на прочность образцов штифтовых соединений (ширина образца В=30 мм, диаметр отверстия d = 5,56 мм), изготовленных с применением сочетания продольной укладки волокон (25 и 61,5%), укладки их под углом 45° (50 и 30,8%) и укладки под углом 90° (25 и 7,7%) в углепластике при установке штифта в отверстие без применения клея и с применением НМК**

Партия. Ориентация укладки и относительный объем волокон (в %)	Без применения клея				С применением НМК			
	№ образца	P <sub>разр</sub> , кг	σ <sub>см</sub> кг/мм <sup>2</sup>	Среднее	№ образца	P <sub>разр</sub> , кг	σ <sub>см</sub> кг/мм <sup>2</sup>	Среднее
				σ <sub>см</sub> , кг/мм <sup>2</sup>				σ <sub>см</sub> , кг/мм <sup>2</sup>
D75.15.3.1. 0°x 45°x 90° 25 x 50 x 25	3.1С	1148	62,49	61,1	2.1СНК	1264	72,76	72,53 (увеличение на 18,7%)
					2.2СНК	1268	72,3	
	3.2С	1097	59,72		2.3СНК	1290	72,63	
D75.15.5.1. 0°x 45°x 90° 61,5x30,8x7,7	5.1С	1034	48,14	49,01	5.1СНК	1160	59,72	59,04 (увеличение на 20,5%)
	5.2С	1052	49,88		5.2СНК	1108	56,37	

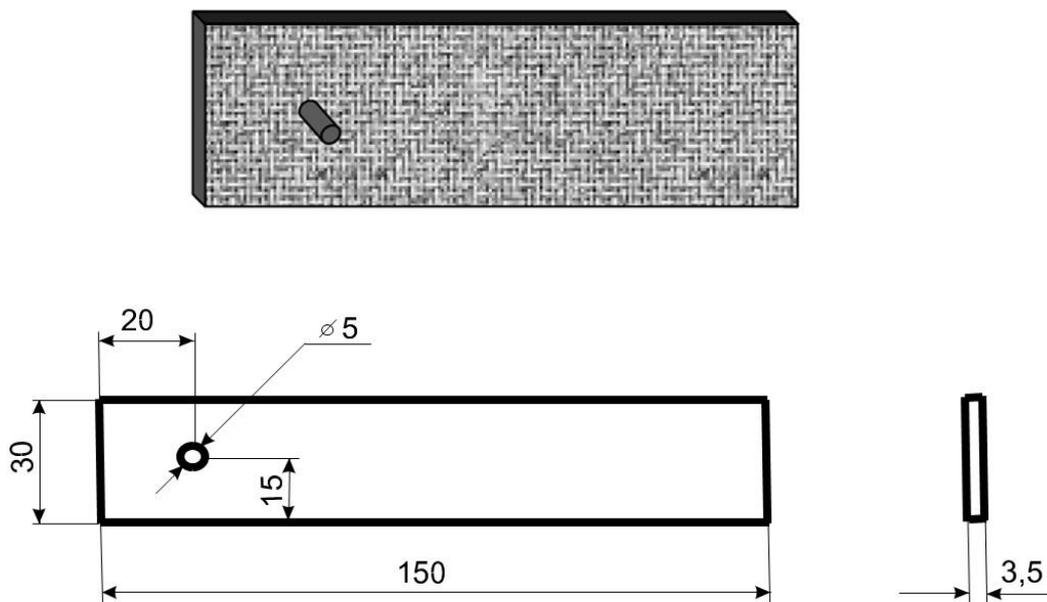


Рис. 1. Образец из углепластика со штифто

### Образцы со сложной укладкой волокон

#### Неупрочненные



#### Упрочненные НКК



Рис. 2. Характерные формы разрушения образцов

## ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СОВМЕЩЕННЫХ ПЕРЕНОСНЫХ ДВИЖЕНИЙ ПРОТЕЗА РУКИ

Воробьев Е.И., Дорощев В.О.

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия

Одним из часто повторяющихся движений руки человека является перенос предмета из одного положения в другое или перемещения руки между двумя заданными положениями. Такие движения будем называть переносными.

Для реализации переносного движения руки достаточно трех степеней свободы. Такой подвижностью обладает исполнительный механизм, содержащий три вращательные кинематические пары, адекватный кинематике руки.

В известных протезах руки движения по степеням свободы обычно совершаются раздельно ввиду сложности управления, однако это не соответствует естественному движению руки.

Несмотря на то, что кинематически движение звеньев 1, 2, 3, независимы друг от друга они оказываются связанными динамически, то есть движения любого из звеньев влияют на силы, действующие на остальные звенья.

Рассмотрим вопрос о построении совмещенных переносных движений руки с учетом динамики системы (рис. 1).

Будем считать, что центры масс звеньев 2 и 3 сосредоточены в точках В и С, а центр масс звена 1 находится на оси вращения. Для составления уравнений движения механизма используем метод Даламбера-Лагранжа.

$$\bar{a}_C^e = -\ddot{\varphi}_1(l_2 \cdot \cos \varphi_2 + l_3 \cdot \cos \varphi_3) \cdot \bar{i}_1 - \dot{\varphi}_1^2 \cdot (l_2^2 \cdot \cos^2 \varphi_2 + l_3 \cdot \cos \varphi_3) \cdot \bar{j}_1. \quad (1)$$

Кориолисовы ускорения точек В и С имеют вид:

$$\bar{a}_B^k = 2 \cdot \dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot \sin \varphi_2 \cdot \bar{i}_1 \quad (2)$$

$$\bar{a}_C^k = 2 \cdot \dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot \sin \varphi_2 \cdot \bar{i}_1 + 2 \cdot \dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_3 \cdot l_3 \cdot \sin \varphi_3 \cdot \bar{i}_1$$

Уравнение движения в шарнире О можно получить взяв моменты сил инерции масс  $m_1, m_2, m_3$  относительно оси пары О. Это уравнение имеет вид:

$$\ddot{\varphi}_1 [J_1 + m_2 \cdot l_2^2 \cdot \cos^2 \varphi_2 + m_3 \cdot (l_2 \cdot \cos \varphi_2 + l_3 \cdot \cos \varphi_3)^2] - m_2 \cdot \dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_2 \cdot l_2^2 \cdot \sin 2\varphi - m_3 \cdot (\dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot \sin \varphi_2 + \dot{\varphi}_1 \cdot \dot{\varphi}_3 \cdot l_3 \cdot \cos \varphi_3) \cdot (l_2 \cdot \cos \varphi_2 + l_3 \cdot \cos \varphi_3) = M_1. \quad (3)$$

Для получения уравнения движения в шарнирах А и В достаточно иметь выражение для ускорений точек В и С в относительном движении звеньев 2 и 3 в плоскости АВС.

$$\bar{a}_B^r = \dot{\varphi}_2^2 \cdot l_2 \cdot \bar{j}_2 + \ddot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot \bar{k}_2, \quad (4)$$

$$\bar{a}_C^r = \dot{\varphi}_2^2 \cdot l_2 \cdot \bar{j}_2 + \ddot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot \bar{k}_2 + \dot{\varphi}_3^2 \cdot l_3 \cdot \bar{j}_3 + \ddot{\varphi}_3 \cdot l_3 \cdot \bar{k}_3.$$

Уравнение движения в шарнире А получим взяв моменты сил инерции, масс звеньев  $m_2, m_3$  относительно оси пары А. Это уравнение имеет вид:

$$\ddot{\varphi}_2 \cdot [m_2 \cdot l_2^2 \cdot \cos \varphi_2 + m_3 \cdot l_2 \cdot l_3 \cdot \sin(\varphi_3 - \varphi_2)] + \ddot{\varphi}_3 \cdot m_3 \cdot l_3 \cdot [l_3 + l_2 \cdot \cos(\varphi_3 - \varphi_2)] + \dot{\varphi}_2^2 \cdot m_3 \cdot l_2 \cdot [l_2 + l_3 \cdot \cos(\varphi_3 - \varphi_2)] + \dot{\varphi}_3^2 \cdot m_3 \cdot l_3^2 \cdot \sin(\varphi_3 - \varphi_2) = M_2 - P_2 \cdot \cos \varphi_2 - P_3 \cdot \cos \varphi_3 \quad (5)$$

Уравнение движения в шарнире В получим взяв моменты сил инерции, массы  $m_3$  относительно оси пары В. Это уравнение имеет вид:

$$\ddot{\varphi}_3 \cdot [m_3 \cdot l_3^2 + m_3 \cdot \dot{\varphi}_2^2 \cdot l_2 \cdot l_3 \cdot \sin(\varphi_3 - \varphi_2)] + m_3 \cdot \dot{\varphi}_2 \cdot l_2 \cdot l_3 \cdot \cos(\varphi_3 - \varphi_2) = M_3 - P_3 \cdot l_3 \cdot \cos \varphi_3 \quad (6)$$

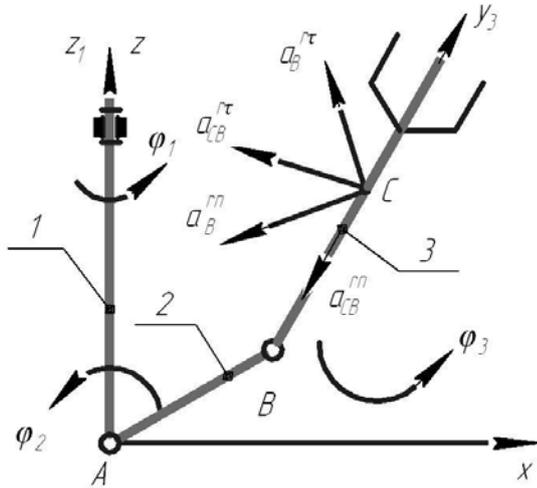


Рис. 1. Кинематическая модель протеза руки

Полученное уравнение механизма можно использовать для построения совмещенного движения протеза руки из начальной точки в заданную на основе концепции обратных задач динамики.

Начальное положение системы определяется тремя значениями углов  $\varphi_i$  ( $i=1,2,3 \dots n$ ). Конечное положение руки определяется значениями  $\varphi_i^*$ . Переходной процесс из начальной точки в конечную будем определять выражением:

$$\varphi_i - \varphi_i^* = C_{i1} \cdot e^{\lambda_{i1} \cdot t} + C_{i2} \cdot e^{\lambda_{i2} \cdot t}, \quad i=1,2,3 \dots n \quad (7)$$

Дифференцируя по времени последнее выражение получим:

$$\dot{\varphi}_i = C_{i1} \cdot \lambda_{i1} \cdot e^{\lambda_{i1} \cdot t} + C_{i2} \cdot \lambda_{i2} \cdot e^{\lambda_{i2} \cdot t}$$

$$\ddot{\varphi}_i = C_{i1} \cdot \lambda_{i1}^2 \cdot e^{\lambda_{i1} \cdot t} + C_{i2} \cdot \lambda_{i2}^2 \cdot e^{\lambda_{i2} \cdot t} \quad (8)$$

Подставляя полученные выражения  $\dot{\varphi}_i$ ,  $\ddot{\varphi}_i$  в уравнение движение механизма найдем из полученного выражения формулы для управляющих моментов, реализующих совмещенные движения протеза руки из начального положения в заданное.

1. Воробьев Е.И. Построение уравнений программного движения пространственных механизмов с несколькими степенями свободы // Машиноведение. –1981. – №5. – с. 42-46.
2. Воробьев Е.И., Скворчевский А.К., Сергеев А.М. Разработка динамических моделей и алгоритмов управления антропоморфных биопротезов рук / Информация и связь, 2012. – №3. – с. 76-84.

## ТЕОРИЯ КОНТАКТНОГО УДАРНО-ИМПУЛЬСНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТЕЛ С ТОНКИМИ ПОКРЫТИЯМИ

Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [voroninn@imash.ru](mailto:voroninn@imash.ru)

### Цель

В данной работе будет рассмотрена механика одиночного ударно импульсного контактного взаимодействия сферического штампа с двухслойным полупространством, имитирующим упрочненную поверхность. Для оценки влияния ударного импульса на деформирование слоистого полупространства будет разработана и проанализирована математическая модель, описывающая упругое деформирование поверхности двухслойной среды при ударно импульсном воздействии на нее жесткой сферы.

### Методика решения задачи

При динамическом воздействии жесткой сферы на массивное твердое тело наибольшего значения величина внедрения  $\delta^s$  сферы достигает при полной остановке и определяется выражением [1]:

$$\delta^s = \left( \frac{15mV^2 K_0}{16\sqrt{R}} \right)^{2/5} \quad (1)$$

Для определения деформационно-силовых параметров упругого контакта и ряда эффективных характеристик поверхностного слоя при статическом внедрении жесткой сферы в поверхность твердого тела с твердым тонким покрытием в работе [2] были получены следующие формулы для расчета:

- текущей глубины внедрения

$$\delta_c = \delta_0 \cdot \Phi, \quad (2)$$

- радиуса контакта

$$a_c = a_0 \cdot \sqrt{\Phi}, \quad (3)$$

- давления в центре контактной площадки

$$(p_0)_c = (p_0)_0 \cdot \Phi^{-1}, \quad (4)$$

- эффективной упругой характеристики

$$K_c = K_0 \cdot \Phi^{\frac{3}{2}}, \quad (5)$$

- предельной глубины внедрения

$$\delta_c^{sp} = \delta_0^{sp} \cdot \Phi, \quad (6)$$

- несущей способности

$$P_c = P_0 \cdot \Phi^{\frac{3}{2}} \cdot \Phi^{-\frac{3}{2}}, \quad (7)$$

где  $\Phi$  - упруго-геометрический параметр диапазон, существования которого  $1 \leq \Phi \leq K^{\frac{2}{3}}$  для  $0 \leq h \leq \infty$ ;  $h$  - толщина покрытия;  $K = \frac{K_1}{K_0}$ ,  $K_0 = \frac{1-\mu_0^2}{E_0}$ ,  $K_1 = \frac{1-\mu_1^2}{E_1}$  - упругие константы компонентов слоистой системы;  $\bar{\Phi}$  - предельный

упруго-геометрический параметр;  $Y = \frac{\sigma_{T_1}}{\sigma_{T_0}}$ ;  $P_0, P_c$

- предельная нагрузка, приводящая к возникновению пластической деформации (несущая нагрузка) в материале основы или материале слоистой системы, соответственно. (Для большей информации – смотри [1])

Рассмотрим ударно-импульсный контакт жесткой сферы радиуса  $R$  и массой  $m$  с двухслойным полупространством, имитирующим упрочненную тонким покрытием поверхность твердого упругопластичного тела.

Перепишем зависимость (2) с учетом выражения (1), учитывающим динамический характер взаимодействия жесткой сферы, имеющей массу  $m$  и скорость нагружения двухслойного полупространства  $V$ . (Здесь и далее подстрочный индекс «0» говорит о принадлежности параметра к материалу основы (подложки), а индекс «с» - к слоистой системе, состоящей из массивного основания и тонкого поверхностного слоя (покрытия)).

$$\delta_c = \delta_0 \cdot \Phi, \quad (8)$$

где  $\delta_0 = \left( \frac{15mV_0^2 K_0}{16\sqrt{R}} \right)^{2/5}$  - глубина сближения жесткой сферы с полупространством из материала основы двухслойного полупространства;

$\delta_c = \left( \frac{15mV_c^2 K_c}{16\sqrt{R}} \right)^{2/5}$  - глубина сближения жесткой сферы с поверхностью двухслойного полупространства;  $K_c = K_0 \cdot \Phi^{\frac{3}{2}}$  - эффективная упругая постоянная двухслойного полупространства, в соответствии с выражением (5), полученным для случая статического внедрения жесткой сферы в слоистое тело.

Из выражения (8) получаем зависимость для определения значения скорости ударного внедрения жесткой сферы с идеально упругим двухслойным полупространством в зависимости от толщины покрытия и упругих свойств компонентов слоистого тела:

$$V_c = V_0 \cdot \sqrt{\Phi} \quad (9)$$

Другие значения деформационно-силовых параметров контакта, такие как контактный радиус  $a_c$  и максимальное контактное давление  $(p_0)$  могут быть получены, используя выражения (3) и (4).

Для расчета значений предельных величин внедрения и несущей способности двухслойного

полупространства для случая динамического ударно импульсного воздействия на его поверхность жесткой сферы массой  $m$  и радиуса  $R$  по критерию возникновения пластической деформации в области контакта можно использовать выражения (6) и (7). Зависимость для определения предельного значения скорости нагружения при ударно импульсном взаимодействии жесткой сферы с упруго-пластичным двухслойным полупространством в зависимости от толщины покрытия, упругих и пластических свойств компонентов слоистого тела имеет вид:

$$V_c^{sp} = V_0^{sp} \cdot \frac{\Phi^{5/4}}{\Phi^{3/4}}. \quad (10)$$

Для определения модуля упругости материала покрытия воспользуемся результатами работы [3], в которой получено выражение для определения коэффициента жесткости  $J$  поверхности компактного упруго вязкого твердого тела, на который падает с определенной высоты упругий сферический элемент (ударник):

$$J = \frac{4}{3} \cdot \frac{\sqrt{R}}{\left[ \frac{(1-\mu_0^2)}{E_0} + \frac{(1-\mu_R^2)}{E_R} \right]}, \quad (11)$$

где  $E_0, E_R, \mu_0, \mu_R$  - модули нормальной упругости и коэффициенты Пуассона материалов исследуемого компактного образца и сферического ударника, соответственно.

В выражении (11) заменим первый член в квадратных скобках, обозначающий упругую константу компактного материала, на эффективную упругую характеристику топокомпозита  $K_c$ , определяемую по формуле (5). В результате выражение (11) преобразуется к виду:

$$J_c = \frac{4}{3} \cdot \frac{\sqrt{R}}{\left[ \frac{(1-\mu_0^2)}{E_0} \cdot \Phi^{3/2} + \frac{(1-\mu_R^2)}{E_R} \right]}, \quad (12)$$

где  $\Phi = \left\{ \frac{h}{a_0}, K \right\}$  - упруго-геометрический параметр, зависящий от относительной толщины покрытия и параметра  $K = \frac{K_1}{K_0}$ . Параметр  $K_1 = \frac{1-\mu_1^2}{E_1}$  характеризует упругую константу материала покрытия. Значения упругих постоянных материала основы  $E_0, \mu_0$  и материала шарика  $E_R, \mu_R$  считаются известными либо из справочных данных, либо ранее определяются известными методами. Для известной толщины покрытия и рассчитанной по результатам эксперимента на отскок шарика величины  $J_c$ , используя выражение (10), ставят в соответствие значение  $K$ , по которому определяют величину эффективной упругой константы материала покрытия  $K_1$ . Значение модуля упругости материала покрытия затем вычисляют, используя предложенное в работе [3] допущение о равенстве коэффициентов Пуассона материалов покрытия и основы  $\mu_0 \approx \mu_1$ .

## Анализ результатов и обсуждение

Выражения (2) - (7) дают возможность рассчитать деформационно-силовые параметры контакта жесткой сферы с упругим двухслойным пространством при ударно-импульсном взаимодействии по известным значениям, рассчитываемым по известным формулам Герца, деформационно-силовых параметров контакта для однородного материала с упругими характеристиками материала основы двухслойной среды. Аналитический характер зависимостей указанных выражений в символьной форме позволяет наглядно анализировать влияние основных параметров (геометрических, силовых и упругих) двухслойной среды, что, несомненно, полезно при инженерных расчетах и проектировании реальных узлов.

Характер изменения таких параметров контакта как радиус контакта, давление в центре контакта и эффективная упругая характеристика с изменением толщины поверхностного слоя и упругих характеристик компонентов слоистой среды легко предсказуем, так как указанные параметры пропорциональны множителю  $\Phi$  в той или иной степени.

Зависимости предельной величины скорости нагружения жесткой сферой упругого жестко пластического двухслойного полупространства, для ряда значений упруго-пластических параметров  $K$  и  $\gamma$ , от толщины поверхностного слоя представлены на рис. 1.

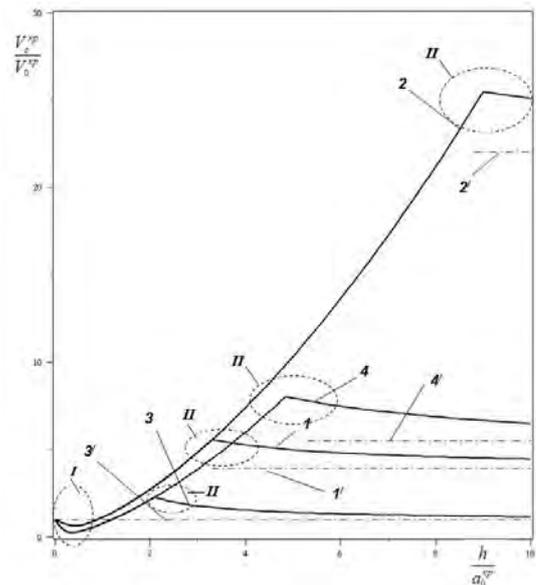


Рис. 1. Зависимости величины предельной скорости нагружения жесткой сферой поверхность двухслойной упругой жесткопластической среды от толщины поверхностного слоя для ряда значений упруго-пластических параметров  $K$  и  $\gamma$ : 1 – 0.5, 3; 2 – 0.5, 6; 3 – 0.25, 3; 4 – 0.25, 6. Предельные значения величины предельной скорости нагружения жесткой сферы поверхность слоистой системы (при  $\frac{h}{a_0^{sp}} \rightarrow \infty$ ) для ряда значений  $K$  и  $\gamma$ : 1' – 0.5, 3; 2' – 0.5, 6; 3' – 0.25, 3; 4' – 0.25, 6.

Как видно из рис. 1 для «твердых» ( $Y > 1$ ) упругих жестко-пластичных слоистых систем отмечаются локальные области неординарного изменения величин предельной скорости нагружения от толщины поверхностного слоя (области *I* и *II*). Снижение относительной величины предельной скорости нагружения слоистой системы в области малых толщин покрытия демонстрирует повышение пластичности такой слоистой системы (см. области *I* на рис. 1). Повышение относительной величины предельной скорости нагружения (см. области *II* на рис. 1) возможно при наличии пониженной пластичности (повышенной прочности) слоистой системы. Аналогичное нетривиальное изменение с толщиной покрытия отмечается и для величин предельного внедрения и несущей способности [2].

Области *I* и *II* были установлены так же для «мягких» слоистых систем ( $Y < 1$ ) и поэтому в работе [2] было предложено определять их как локальные области с соответственно пониженной и повышенной прочностью поверхности слоистых систем, а наличие таких областей – областями с аномальной структурной прочностью.

Предложенная в данной работе расчетно-экспериментальная методика определения модуля упругости материала тонкого покрытия по отскоку металлического шарика, как показывает анализ научно-технической литературы, имеет ряд преимуществ по сравнению с приборными методами оценки микромеханических свойств материалов, типа микро- и наноиндентирования.

### **Заключение**

Рассмотрена механика одиночного ударно импульсного контактного взаимодействия сфери-

ческого штампа с двухслойным полупространством, имитирующим упрочненное покрытие поверхности. Для оценки влияния ударного импульса на упругое деформирование слоистого полупространства и момент наступления предельного состояния материала слоистого тела по критерию наступления пластической деформации предлагается использовать математическая модель, описывающую упругое деформирование поверхности двухслойной среды при статическом внедрении в нее жесткой сферы. Получены аналитические выражения для расчета деформационно-силовых параметров контакта и скорости нагружения сферическим штампом двухслойное упругопластичное твердое тело в зависимости от толщины покрытия и упругих характеристик компонентов поверхностно слоистого твердого тела. Получено аналитическое выражение для расчета предельной скорости нагружения сферическим штампом слоистого полупространства, вызывающее зарождение пластической деформации в слоистой системе. Показана возможность расчета модуля упругости материала покрытия по результатам экспериментов по отскоку сферического шарика при использовании предложенных в работе теоретических зависимостей.

1. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М., Мир, 1985, - 510 с.
2. Воронин Н.А. Эффект толщины покрытия и материала основы на механические свойства и несущую способность упрочненных поверхностей. Методы упрочнения поверхностей деталей машин. Под ред. Г.В. Москвитина. М, КРАСАНД, 2008, С. 91-122.
3. Патент РФ № 2272274 С1. Способ определения модуля упругости материала.//Авторы: Лапшин В.Л., Яценко В.П., Рудых А.В и др.. Опубликовано 20.03.2006.

## УЧЕТ ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ МАТЕРИАЛА ОСНОВЫ ТОПОКОМПОЗИТА В КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧАХ

Н.А. Воронин

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [voroninn@imash.ru](mailto:voroninn@imash.ru)

### Введение

С появлением методов упрочнения деталей машин концентрированными потоками энергии и вещества стало возможным получение высококачественных покрытий, толщина которых невелика, но эффективность выше, чем у компонентов, образующих слоистую поверхностную систему, при работе последних в виде объемных компактных материалов и аналогичных условиях трения. Такие поверхностно-слоистые конструкционные материалы получили названия топокомполитов, отличительные свойства которых проявляются при определенных значениях ряда геометрических и механических характеристик компонентов слоистого тела. Механические характеристики материала основы, в качестве которого в большинстве случаев используются металлические материалы, характеризуются упругие и пластические свойства. Большинство металлических материалов склонно к упрочнению при деформировании в упругопластической области. Вклад деформационного упрочнения материала основы в деформационно-силовые параметры контакта жесткой сферы с упругопластичным топокомполитом представляет значительный интерес, как в теоретическом, так и практическом плане.

### Состояние вопроса

Упругие и пластические характеристики объемных материалов устанавливаются в результате испытаний модельных образцов на одноосное растяжение. В экспериментально полученной диаграмме растяжения можно выделить участок равномерной пластической деформации (нелинейная возрастающая с деформацией зависимость). Для расчетов на прочность проводят аппроксимацию упругопластической области диаграммы деформирования.

Оценить упругие и пластические свойства материалов, находящихся в виде покрытий, испытанием на растяжение не представляется возможным. Для таких случаев используют безобразцовые методы испытаний и, в частности, наиболее развитые сегодня, методы кинетического индентирования. Результаты экспериментальных исследований по внедрению сферических и пирамидальных инденторов в

объемные материалы различной природы могут быть использованы для идентификации и установления связей характеристик вдавливания в упругопластический материал и одноосного растяжения.

Сегодня существует ряд методик перехода от диаграммы внедрения к кривой упрочнения при растяжении. В частности в работе [1] показано, что установлена пригодность некоторых упрощенных аналитических моделей, описывающих сложное напряженное состояние тел несогласованной формы при контакте. Рассмотрена и проанализирована модель нелинейного упругого материала со степенным законом связи напряжении и деформаций:

$$\sigma_R = \sigma_0 \left( \frac{e_R}{e_0} \right)^m. \quad (1)$$

Из сопоставления диаграмм при растяжении и при вдавливании сферического индентора следует:

$$\sigma_R = \sigma_{0,2} \left( \frac{e_R}{e_{0,2}} \right)^m, \quad (2)$$

где  $e_R = \frac{8}{9\pi} \left( \frac{2n}{2n+1} \right)^n \frac{a}{R}$ , при  $n = \frac{1}{m}$ ;  $\sigma_{0,2} = \sigma_T$ ;  $e_{0,2} = 0,002$ .

Было показано [1], что для материала со степенным упрочнением величина  $e_R$  незначительно изменяется с изменением  $n$  от 1 до  $\infty$  и ее значение удовлетворительно согласуется с эмпирической формулой Табора  $e_R \approx 0,2 \frac{a}{R}$  независимо от конкретного варианта кривой напряжение деформация.

При внедрении сферического индентора в поверхностно слоистое тело (топокомполит) надо учитывать эффективные значения упругих характеристик и предела текучести в связи с участием в деформировании материала покрытия и материала основы, а также место зарождения и характер развития пластической деформации при возрастании нормальной нагрузки [2].

В работе [3] на основе рассмотрения механики контактного взаимодействия жесткой сферы с идеально упругим и упругим жестко пластичным двухслойным полупространством была разработана математическая модель, позволяющая рассчитывать деформационно-силовые параметры контакта и ряд эффективных характеристик слоистого тела с любым набором значений толщины покрытия, радиуса сферического индентора, нагрузки, упругих и

пластических характеристик материалов, составляющих слоистое тело.

В данной работе рассматривается механика контактного взаимодействия жесткой сферы с двухслойным упругопластическим полупространством с целью установления закономерностей изменения деформационно-силовых параметров контакта и некоторых эффективных характеристик (несущей способности и предела текучести), учитывающих способность деформационного упрочнения материала основы слоистого тела.

### Постановка задачи

Рассмотрим механику контактного взаимодействия жесткой сферы радиуса  $R$  с двухслойным упругопластическим полупространством (однослойным топокомпозитом), поверхностный слой (покрытие) которого свободно, без трения располагается на основе (подложке). Пусть материал покрытия имеет упругие характеристики - модуль нормальной упругости  $E_1$ , коэффициент Пуассона  $\mu_1$  и предел текучести  $\sigma_{T_1}$ , а материал основы - характеристики  $E_0$ ,  $\mu_0$  и  $\sigma_{T_0}$ . Примем также, что материал основы способен упрочняться при нелинейной деформации по степенному закону (1), а покрытие является упругим жестко пластичным материалом.

### Методика решения задачи

Рассмотрим вначале характерные особенности процессов деформирования упругопластического и упругого жесткопластического компактных однородных материалов при внедрении в их поверхность жесткой сферы радиуса  $R$ . Для этого воспользуемся результатами исследований, представленных в работах [4,5]. Анализ показывает, что значение радиуса лунки, характеризующее начало нелинейного деформирования упругопластического материала соответствует величине  $a_0 \sim 0,01R$ . Тогда соответствующие этому условию значения относительного радиуса отпечатка ( $a_0/R$ ) будет 0,01, в единицах относительной деформации  $e_R - 0,002$  (0,2%) и в единицах нормированной относительной деформации  $\left(\frac{e_R}{e_0}\right) - 1$ . Значение радиуса лунки, характеризующее условный предел прочности при измерении твердости по Бринеллю (по Виккерсу) соответствует величине  $a_0 \sim 0,4R$ . Тогда соответствующие этому условию значения в единицах относительного радиуса отпечатка ( $a_0/R$ ) будет 0,4, в единицах относительной деформации  $e_R - 0,08$  (8%) и в

единицах нормированной относительной деформации  $\left(\frac{e_R}{e_0}\right) - 40$ .

С учетом принятого степенного закона деформационного упрочнения можно записать:

$$\frac{e_R}{e_0} = (1 \div 40); \quad E_R = E_0 \left(\frac{e_R}{e_0}\right)^{m-1}. \quad (3)$$

В данной работе в качестве объекта исследования рассматривается двухслойное упругопластическое полупространство, которое при его деформировании жесткой сферой имеет период нелинейного деформирования и, следовательно, именно этот период требует анализа. Для малых ( $I$ ) и больших толщин ( $III$ ) покрытия могут быть использованы соответствующие аналитические выражения, полученные в работе [3] для упругого жесткопластического двухслойного полупространства, а именно:

$$\begin{aligned} (\delta_c^{kp})^{I,III} &= \delta_0^{kp} \cdot (\bar{\Phi})^{I,III}; \\ (\sigma_{T_c})^{I,III} &= \sigma_{T_0} \cdot \left(\frac{1}{\bar{\Phi}^2}\right)^{I,III} \cdot \bar{\Phi}^{\frac{3}{2}}; \\ (P_c)^{I,III} &= P_0 \cdot \left(\frac{3}{\bar{\Phi}^2}\right)^{I,III} \cdot \bar{\Phi}^{\frac{3}{2}}, \quad K_c = K_0 \cdot \bar{\Phi}^{\frac{3}{2}}, \quad (4) \end{aligned}$$

где  $\bar{\Phi}$  - упруго-геометрический параметр диапазон, существования которого  $1 \leq \bar{\Phi} \leq K^{\frac{2}{3}}$  для  $0 \leq h \leq \infty$ ;  $h$  - толщина покрытия;  $K = \frac{K_1}{K_0}$ ;

$$K_0 = \frac{1 - \mu_0^2}{E_0}, \quad K_1 = \frac{1 - \mu_1^2}{E_1} - \text{упругие константы}$$

компонентов однослойного топокомпозита;  $\bar{\Phi}$  - предельный упруго-геометрический параметр;

$$Y = \frac{\sigma_{T_1}}{\sigma_{T_0}}; \quad \bar{h} = \frac{h}{a_0^{kp}}; \quad \delta_0^{kp}, \quad a_0^{kp}, \quad \delta_c^{kp}, \quad a_c^{kp} -$$

предельные значения внедрения и радиуса контакта, рассчитываемые для среды с упругими и пластическими характеристиками материала основы и реализуемые при внедрении сферического индентора в поверхность однослойного топокомпозита, соответственно;  $\sigma_{T_0}, P_0, \sigma_{T_c}, P_c$  - предел текучести материала, несущая способность основы и эффективный предел текучести, несущая способность однослойного топокомпозита, соответственно.

В работе [3] зависимости (4) получены в результате применения методического приема, заключающегося в рассмотрении дополнительного модельного двухслойного полупространства, которое состоит из верхнего слоя толщиной  $t_1$ , опирающегося на основание, имеющее толщину  $H_c$  ( $H_c = H - t_0$ ). Более подробно методика получения аналитических зависимостей изменения глубины внедрения от толщины  $t_1$  верхнего слоя и процедура

преобразования модельного двухслойного полупространства в двухслойное исследуемое полупространство приведены в работе [3].

Установим связь и соответствие между текущими значениями напряжения и относительной деформации для нелинейной части диаграммы внедрения и модой максимальных касательных напряжений и глубиной ее расположения на оси симметрии контакта при внедрении жесткой сферы в однородное полупространство из материала основы. Анализ напряженного состояния на оси симметрии контакта сферы с поверхностью однородного полупространства из материала основы будем вести с учетом изменения размеров отделяемой ее части (толщиной  $t_0$ ) для последующего замещения ее частью материала (толщиной  $t_1$ ) твердого тела с характеристиками материала покрытия для получения модельного двухслойного полупространства.

С учетом использования выражений (3) в анализе напряженного состояния на оси симметрии контакта, в принятых в данной работе обозначениях, было установлено:

$$\sigma_R = \sigma_{T_0} \left( 2 \frac{z_R}{(a_0^{kp})_0} \right)^m; K_R = K_0 \left( 2 \frac{z_R}{(a_0^{kp})_0} \right)^{1-m}. \quad (5)$$

### Результаты и обсуждение результатов

Из дальнейшего анализа напряженного состояния материала твердого однородного тела на оси симметрии  $z$  из материала основы топокомпозита можно выделить ряд моментов, дающих возможность математического описания процесса внедрения жесткой сферы в двухслойное упругопластическое полупространство.

В случае замены верхнего слоя материалы основы толщиной  $0 < \bar{t}_0^I \leq \frac{z}{(a_0^{kp})_0}$  (сценарий 1) на слой толщиной  $(t_1)^I$  из верхней части однородного полупространства с характеристиками материала покрытия, глубина внедрения в двухслойный модельный композит рассчитывается по аналитической зависимости, аналогичной зависимости для упругого жесткопластического двухслойного полупространства с малой толщиной покрытия (см. выражение (4)):

$$(\delta_c^{kp})^I = \delta_0^{kp} \cdot (\bar{\Phi})^I, \quad (6)$$

где  $(\bar{\Phi})^I = \Phi^3$ ,  $\Phi = f \left\{ \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^I; K \right\}$ ,

$$\left( \frac{h}{a_c} \right)^I = \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^I \cdot (\bar{\Phi})^I, \quad 0 < \left\{ \bar{t}_0^I = \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^I \right\} \leq 0,5.$$

В случае замены верхнего слоя материалы основы толщиной  $\{0,5+(t_0)^{II}\}$ , где  $0,5 < \bar{t}_0^{II} \leq$

$\frac{z}{(a_0^{kp})_{B_R}}$  (сценарий 2), на слой толщиной  $\{(t_1)^I + (t_1)^{II}\}$  из верхней части однородного полупространства с характеристиками материала покрытия, мода максимальных касательных напряжений изменяется с увеличением толщины  $(t_0)^{II}$  по принятому закону деформационного упрочнения, определяется по формуле (5), всегда располагается в оставшейся части материала основы и величина внедрения в двухслойное модельное полупространство рассчитывается по следующей аналитической зависимости:

$$(\delta_c^{kp})^{II} = \delta_0^{kp} \cdot (\bar{\Phi})^{II}, \quad (7)$$

где  $(\bar{\Phi})^{II} = (\Phi_R)^3$ ,  $\Phi_R = f \left\{ \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^{II}; K^{II} \right\}$ ,

$$K^{II} = \frac{K_1}{K_R}, \quad K_R = K_0 \left\{ 2 \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^{II} \right\}^{1-m},$$

$$\left( \frac{h}{a_c} \right)^{II} = \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^{II} \cdot (\bar{\Phi})^{II}, \quad 0,5 < \left\{ \bar{t}_0^{II} = \right.$$

$$\left. \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^{II} \right\} \leq 20.$$

В случае замены верхнего слоя материалы основы толщиной  $\{20+(t_0)^{III}\}$ , где  $20 < \bar{t}_0^{III} \leq \frac{z}{(a_1^{kp})_D}$  (сценарий 3), на слой толщиной  $\{(t_1)^I + (t_1)^{II} + (t_1)^{III}\}$  из верхней части однородного полупространства с характеристиками материала покрытия, мода максимальных касательных напряжений изменяется с увеличением толщины  $(t_0)^{III}$  от  $\sigma_R = HM$  до  $\sigma_{T_1}$  и величина внедрения в двухслойное полупространство на участке  $(t_0)^{III}$  рассчитывается по следующей аналитической зависимости:

$$(\delta_c^{kp})^{III} = \delta_0^{kp} \cdot \left( \frac{0,31}{T_B} \right)^2 \cdot (\bar{\Phi})^{III}, \quad (8)$$

где  $(\bar{\Phi})^{III} = (\Phi_B)^3$ ,

$$\Phi_B = f \left\{ \left( \frac{t_0}{(a_0)_{B_R}} \right)^{III}; K^{III} \right\}, \quad K^{III} = \frac{K_1}{K_B},$$

$$K_B = K_0 \cdot (40)^{(m-1)}, \quad T_B = f \left( \frac{t_0}{(a_0)_{B_R}} \right)^{III},$$

$$\left( \frac{h}{a_c} \right)^{III} = \left( \frac{t_0}{(a_0)_{B_R}} \right)^{III} \cdot (\bar{\Phi})^{III},$$

$$20 < \left\{ \bar{t}_0^{III} = \left( \frac{t_0}{(a_0^{kp})} \right)^{III} \right\} \leq \frac{z}{(a_1^{kp})_D}.$$

В случае замены верхнего слоя материалы основы толщиной  $\left\{ \left( 20 \cdot \frac{K_0}{K_1} \right) + (t_0)^{IV} \right\}$ , где  $\left( 20 \cdot \frac{K_0}{K_1} \right) \leq \bar{t}_0^{IV} \leq \infty$  (сценарий 4), на слой

толщиной  $\{(t_1)^I + (t_1)^{II} + (t_1)^{III} + (t_1)^{IV}\}$  из верхней части однородного полупространства с характеристиками материала покрытия, величина внедрения в двухслойное полупространство на участке  $(t_0)^{IV}$  рассчитывается по следующей аналитической зависимости, аналогичной зависимости для упругого жесткопластического двухслойного полупространства с большой толщиной покрытия (см. выражение (4)):

$$(\delta_c^{kp})^{IV} = \delta_0^{kp} \cdot Y^2 \cdot (\bar{\Phi})^{IV}, \quad (9)$$

где  $(\bar{\Phi})^{IV} = (\Phi_B)^3$ ,  $\Phi_B = f \left\{ \left( \frac{t_0}{(a_0)_{BR}} \right)^{IV}; K^{IV} \right\}$ ,

$$K^{IV} = \frac{K_1}{K_B}, \quad K_B = K_0 \cdot (40)^{(m-1)}, \quad (a_0)_{BR} = 40a_0^{kp},$$

$$C = \frac{\sigma_{BR}}{\sigma_{T_0}}; Y = \frac{\sigma_{T_1}}{\sigma_{T_0}} = \frac{\sigma_{T_1}}{\sigma_{BR}} \cdot C; \left( \frac{h}{a_c} \right)^{IV} = \left( \frac{t_0}{(a_0)_{BR}} \right)^{IV} \cdot (\bar{\Phi})^{IV}.$$

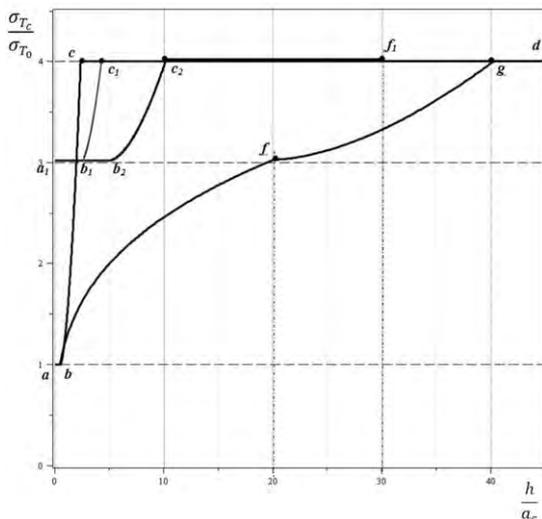


Рис. 1. Зависимости эффективного предела текучести приповерхностного объема для ряда двухслойных твердых тел при внедрении жесткой сферы от толщины покрытия

Полученные выражения (6) – (9) позволяют рассчитывать значения предельного внедрения жесткой сферы в поверхность упруго-пластического двухслойного твердого тела от толщины поверхностного слоя, механических характеристик компонентов приповерхностного объема, параметров закона деформационного упрочнения материала основы и условий нагружения.

Используя ранее установленные соотношения (4) можно получить и проанализировать зависимости для определения значений ряда эффективных характеристик (несущей способности, эффективного предела текучести, композиционной твердости) приповерхностного объема двухслойного упруго-пластичного твердого тела. В частности, на рис. 1 приведены зависимости изменения эффективного предела текучести

приповерхностного объема двухслойного твердого тела с параметрами  $K=0,5$   $Y=4$  при внедрении в его поверхностный слой жесткой сферы. Рассмотрены три варианта слоистого твердого тела – упруго-жесткопластическое (см. кривую  $abcd$ ) с параметрами  $K=0,5$   $Y=4$ , упруго-жесткопластическое (см. кривую  $a_1b_1c_1d$ ) с параметрами  $K=0,5$   $Y=1,33$  и упруго-пластическое со степенным законом упрочнения  $\sigma_R = \sigma_{T_0} \left( \frac{e_R}{e_0} \right)^{0,3}$  (см. кривую  $abfgd$  и кривую  $a_1b_2c_2f_2d$ ) с параметрами  $K=0,5$   $Y=4$  (прямая задача, кривая  $abfgd$  и обратная задача, кривая  $a_1b_2c_2f_2d$ ). Прямая контактная задача реализуется для слоистого тела, у которого при внедрении сферического штампа зарождение пластической деформации первоначально происходит в материале основы, а обратная задача - когда зарождение пластической деформации первоначально происходит в материале покрытия.

### Заключение

Рассмотрена механика контактного взаимодействия сферического штампа с двухслойным упруго-пластическим полупространством, имитирующим упрочненную поверхность. Получены аналитические выражения для расчета деформационно-силовых параметров контакта и ряда эффективных характеристик приповерхностного объема двухслойного упруго-пластичного твердого тела в зависимости от толщины покрытия, механических характеристик компонентов слоистой системы и параметров деформационного упрочнения материала основы. Полученные результаты могут быть использованы для установления связей: *i*) характеристик вдавливания в упруго-пластический материал и одноосного растяжения и *ii*) значений механических характеристик компонентов упруго-пластичного слоистого тела с величинами композиционной твердости упрочненной поверхности.

1. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия. М., Мир, 1985, - 510 с.
2. Воронин Н.А. О композиционной, эффективной и истинной твердости тонких покрытий. Трение и износ. 2010, т. 31, № 4. с.325-341.
3. Воронин Н.А. Эффект толщины покрытия и материала основы на механические свойства и несущую способность упрочненных поверхностей. Методы упрочнения поверхностей деталей машин. Под ред. Г.В. Москвитина. М, КРАСАНД, 2008, С. 91-122.
4. Воронин Н.А. Теоретическая модель упруго-пластического внедрения жесткой сферы. Трение и износ. 2003, т. 24, № 1. с.16-26.
5. Ланков А.А., Миронов В.А. Упругость, упруго-пластичность, пластичность в конструктивных средах. Тверь: ТГТУ, 1997. – 132 с.

## ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ МЕХАНИЗМОВ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ В ИНСТИТУТЕ МАШИНОВЕДЕНИЯ ИМ. А.А. БЛАГОНРАВОВА РАН

В.А.Глазунов, А.Ю.Чунихин

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия, [vaglznv@mail.ru](mailto:vaglznv@mail.ru)

В работе рассмотрены различные механизмы параллельной структуры, синтезированные и запатентованные сотрудниками Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН (ИМАШ РАН). Данные механизмы имеют различное число степеней свободы и различное число соединительных кинематических цепей. Они были предназначены для разных технических приложений.

Исследование механизмов параллельной структуры в Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН были начаты в 1980-ых годах А. Ш. Колискором. Он рассматривал схемы, соответствующие платформе Гауфа, и создал целую классификацию подобного рода устройств, которые он назвал L-координатными схемами. А.Ш. Колискор предложил использовать их в качестве технологических, манипуляционных, обучающих, измерительных систем. Многие схемы были защищены патентами. Одной из проблем, с которой сталкивается исследователь, занимающийся L-координатными механизмами, является решение прямой задачи о положениях. В данном случае имеет место система нелинейных уравнений, не имеющая аналитического решения.

А.Ш. Колискором были предложены технические решения данной проблемы. Он использовал дополнительные измерительные устройства, которые позволяют привести схему к виду, пригодному для аналитического решения. При этом он опирался на упомянутую классификацию L-координатных механизмов. Одно из решений подобного рода [1] имеет следующие особенности.

Все схемы L-координатных пространственных механизмов (рис. 1) содержат основание 1, имеющее три сферических опор 2, подвижное звено 3, имеющее пять сферических опор 2 и шесть тяг 4, выполненных с возможностью изменения их длины и соединяющих основание 1 с подвижным звеном 3 посредством сферических шарниров 2, а также измеритель 6 расстояний между центрами сферических опор 2 основания 1 и центрами сферических опор 2 подвижного звена 3. Количество опор на основании 1 изменяется от трёх до шести.

При управлении движением L-координатных пространственных механизмов необходимо решать прямую и обратную задачу о положениях. Прямая задача сводится к определению положения подвижного звена 2 по заданным значениям обобщённых координат. В L-

координатных механизмах обобщёнными координатами являются длины  $l_1, l_2 \dots l_6$  шести тяг 4.

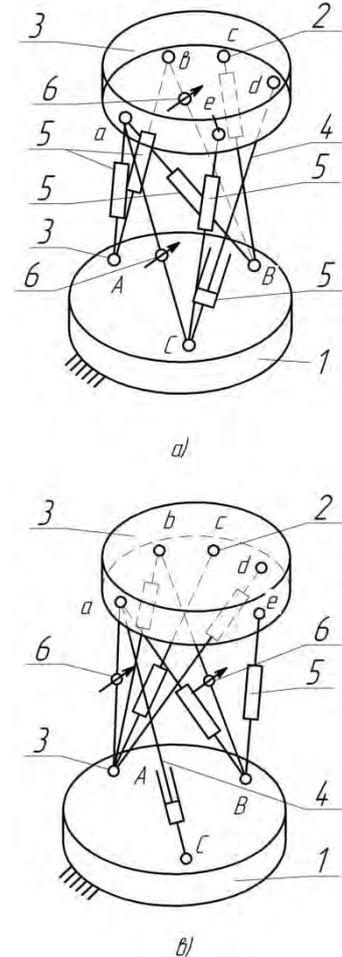


Рис. 1 L-координатные пространственные механизмы

Обратная задача предполагает определение обобщённых координат  $l_1, l_2 \dots l_6$  механизма по заданному пространственному положению подвижного звена 3.

Общий метод решения прямой задачи строится на анализе системы уравнений, каждая из которых устанавливает зависимость расстояний между двумя точками от их координат. Причём в общем случае число уравнений системы равно числу точек подвижного звена 3, в которых расположены сферические опоры 2, умноженному на три, так как каждая точка на подвижном звене 3 характеризуется тремя значениями координат –  $x, y, z$ . Если число точек на подвижном звене равно 3 равно пяти, то количество уравнений связи равно пятнадцати. Решение такой системы уравнений возможно лишь численными методами, что занимает много времени.

Затем к исследованиям пространственных механизмов параллельной структуры подключился А.Ф. Крайнев, а также его ученик В.А. Глазунов. В этот момент встала задача синтезировать механизмы, которые позволили бы манипулировать моделями летательных аппаратов в аэродинамической трубе. Эта проблема решалась вместе с сотрудниками Центрального аэрогидродинамического института им. Н.Е. Жуковского (ЦАГИ). Имелся в виду проект создания космического челнока, стартующего с борта самолётаносителя. Наиболее опасным моментом в такого рода полёте был процесс разделения указанных двух объектов. Он должен был быть смоделирован экспериментально.

В соответствии с указанной целью механизм параллельной структуры должен был воспринимать нагрузку около 1,5 тонн, минимально затенять воздушный поток и иметь 6 степеней свободы. А.Ф. Крайневым были предложены схемы с тремя, четырьмя и пятью соединительными кинематическими цепями. [2].

Отметим, что указанные механизмы для испытаний моделей летательных аппаратов могут быть использованы в качестве роботов для экстремальных сред. Дело в том, что все приводы вынесены из пределов рабочей зоны, в которую вводится 3-5 стержней. Дальнейшее развитие этого подхода позволило сократить число стержней до двух [3]. При этом, нельзя использовать две сферические кинематические пары для сопряжения стержней с выходным звеном.

Другой задачей, поставленной перед сотрудниками ИМАШ РАН в плане синтеза пространственных механизмов параллельной структуры, было создание манипулятора, предназначенного для технологических устройств производства электронной техники. Соответствующие работы проводились совместно с НИИ ВАКУ-УММАШПРИБОР. Отличительной особенностью данной задачи являлось требование высокой точности при перемещении объекта, она должна была составлять 0,01 мкм. Кроме того, нужно было обеспечить отсутствие люфтов, поскольку механизм должен был работать в вакууме, где возможно явление адгезии.

Для решения данной задачи А.Ф. Крайневым были предложены схемы манипуляционных механизмов параллельной структуры, в которых имело место передаточное отношение между перемещениями в приводах и перемещениями выходного звена [4,5,6]. Это передаточное отношение было обеспечено за счёт наличия рычага в каждой кинематической цепи, а также смещения центра сферической пары относительно центра вращательных пар. Кроме того, каждая кинематическая пара должна быть выполнена в виде изгибного упругого элемента.

Другой способ организации передаточного отношения между перемещениями приводов и

перемещениями выходного звена заключается в наличии лямбда – образного механизма в каждой кинематической цепи. При этом, наличие предварительного изгиба к одной из кинематических пар обуславливает переменную взаимосвязь между перемещениями звеньев механизма [7, 8]. Отметим, что действующие модели указанных устройств были выполнены в институте машиноведения усилиями В.И. Нагорных и О.В. Петровского.

Изгибные упругие элементы, выполняющие роль кинематических пар были использованы также в других устройствах. Манипуляционный механизм может содержать шарнирный параллелограмм, содержащий указанные элементы. Для увеличения рабочего объёма двухподвижные сферические пары могут содержать несколько упругих элементов, расположенных вдоль разных осей [9].

Был предложен ещё целый ряд технических решений, позволяющий обеспечить эффективную работу устройств параллельной структуры. Одно из них связано с обеспечением перехода через особые положения (сингулярности), в которых манипулятор теряет управляемость. Для сохранения работоспособности было предложено использовать дополнительный двигатель, который включается при подходе к вырожденной конфигурации [10]. После перехода через особые положения вновь включается основной привод.

Ещё одно техническое решение было предназначено для разработки осциллятора, который мог бы при наличии одного двигателя возбуждать колебания по любому кинематическому винту [11]. Решение основано на том, что к каждой из шести кинематических цепей имеется звено переменной длины, которое определяет амплитуду перемещений в данной цепи. Подбирая амплитуды колебаний в каждой кинематической цепи и меняя их соотношение, можно задать направление и шаг кинематического винта перемещений выходного звена.

Для обеспечения частичной динамической развязки между кинематическими цепями L-координатного механизма был предложен подход, основанный на рассмотрении кинетической энергии манипулятора. Она должна быть представлена в виде квадратичной формы, включающей лишь квадраты обобщённых скоростей. Такое рассмотрение позволило выявить геометрические соотношения, обеспечивающие частичную динамическую развязку [12].

Для испытаний колёсно-ступичного автомобиля (работы проводились совместно с ЦАГИ и КАМАЗом) было предложено устройство совершающее параллельной структуры, совершающее квазиплоские движения по трём степеням свободы [13]. Движения, близкие к плоским, обеспечивались наличием трёх тяг, сопряжённых сферическими шарнирами с основанием и выход-

ным звеном. Три линейных двигателя обеспечивали требуемые нагрузки, необходимые для определения характеристик подвески автомобиля.

Важной проблемой, возникающей при использовании механизмов параллельной структуры, является уравнивание веса звеньев и рабочего органа. Для решения данной проблемы, была предложена схема устройства с тремя степенями свободы, где в каждой кинематической цепи имелся шарнирный параллелограмм и шарнирный противовес [14].

Важным этапом в развитии исследований в области механизмов параллельной структуры

явилась разработка устройств для лазерной резки. Активное участие в данной работе принял Л.К. Ковалёв. Был предложен ряд технических решений, основанных на том, что лазер должен был быть установлен на основании, а механизм параллельной структуры должен был перемещать систему, состоящую из двух зеркал [15]. Особенности механизма заключаются в следующем (рис. 2).

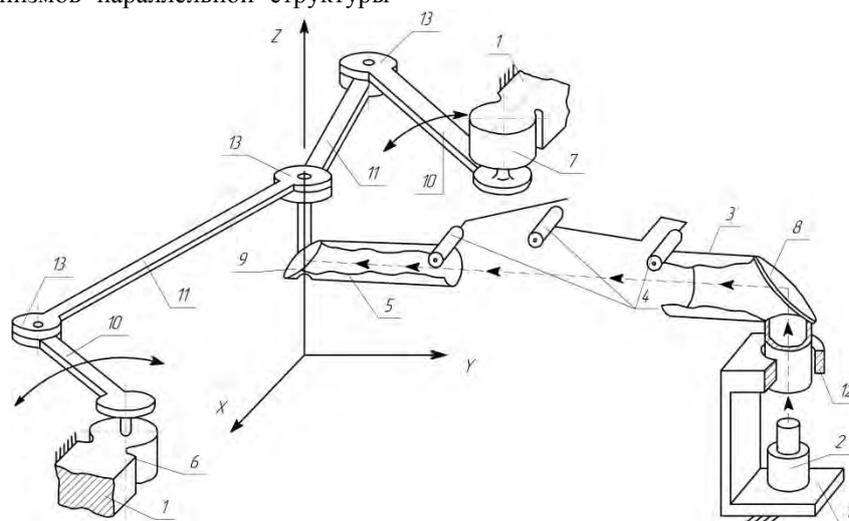


Рис. 2 Установка для лазерной резки

Установка содержит основание 1, установленный на нём лазер 2, лучепровод 4 с входным 3 и выходным 5 концами, двумя приводами 6 и 7, зеркала 8 и 9, размещённые на входном и выходном концах лучепровода соответственно.

Кинематическая связь между входным и выходным концами лучепровода выполнена в виде трёх шарниров, включающих 10 и выходные звенья 11, причем каждое входное звено соединено с двигателем вращательного движения и с выходным звеном, а выходные звенья 11 шарнирно соединены между собой и с выходным концом лучепровода. Выходной конец лучепровода 3 соединен с основанием посредством шарнира 12.

В дальнейшем, были проведены исследования по синтезу механизмов для робототехнических технологических установок. При этом, была использована концепция устройств относительно манипулирования, в которых имеет место два модуля параллельной структуры, перемещающих обрабатываемое изделие и обрабатывающий инструмент [16]. Был изготовлен ряд действующих моделей, на которых экспериментально были исследованы свойства данных устройств. Активное участие в данной работе приняли К.А. Шалюхин, С.В. Левин, А.Б. Ласточкин.

Был получен ряд важных результатов в области достижения кинематической развязки

между поступательными и вращательными степенями свободы. Эта проблема имеет важное значение для обеспечения точности при управлении манипуляционным механизмом. Весьма интересное решение было предложено Л. И. Тывесом [17]. Оно основано на наличии в каждой из трёх кинематических цепей карданного вала, с двумя дополнительными тягами. Исследование по этому вопросу были проведены П.О. Данилиным. Был предложен ещё целый ряд решений этой проблемы, при этом использовались шарнирные параллелограммы либо зубчатые передачи.

В настоящее время все указанные работы в той или иной степени продолжаются. Кроме того, начаты исследования в области роботов параллельной структуры, предназначенных для космических телескопов нового поколения, а также для тренажёров, имитирующих движение наземных и воздушных транспортных средств [18]. Изложенное позволяет утверждать, что исследование механизмов параллельной структуры в Институте машиноведения им. А.А. Благонравова РАН проводится на достаточно высоком уровне. Необходимо продолжить усилия для дальнейшего развития этой области теории механизмов и машин.

1. Борозна А.Г., Глазунов В.А., Жук В.П., Колискор А.Ш., Модель Б.И. и др. *L*-координатный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1583726, МКИ G 01B5/00, Оп. 07.08.90, БИ № 29.
2. Борозна А.Г., Глазунов В.А., Жук В.П., Колискор А.Ш., Крайнев А.Ф. и др. Пространственный механизм с шестью степенями свободы. Авторское свидетельство СССР № 1661528, МКИ В 25J 11/00, Оп. 07.07.91, БИ № 25.
3. Глазунов В.А., Колискор А.Ш., Крайнев А.Ф., Модель Б.И. Пространственный механизм с шестью степенями свободы. Авторское свидетельство СССР № 1733774, МКИ F 16H 21/10.
4. Глазунов В.А., Колискор А.Ш., Крайнев А.Ф., Вишнякова Т.Л., Коллеров Э.П. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1703443, МКИ В 25J 1/00.
5. Глазунов В.А., Крайнев А.Ф. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1726232, МКИ В 25J 1/00.
6. Глазунов В.А., Крайнев А.Ф. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1726232, МКИ В 25J 1/00.
7. Глазунов В.А., Крайнев А.Ф. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1726232, МКИ В 25J 1/00.
8. Глазунов В.А., Крайнев А.Ф. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1726233, МКИ В 25J 1/00.
9. Вишнякова Т.Л., Глазунов В.А., Коллеров Э.П., Крайнев А.Ф., Нагорных В.И. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1779576, МКИ В 25J 1/00, 9/00.
10. Глазунов В.А. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1757867, МКИ В 25J 1/00.
11. Глазунов В.А., Борозна А.Г., Жук В.П., Миодушевский П.В., Чугаев А.А. Шестикоординатный вибростенд. Авторское свидетельство СССР № 1753322, МКИ G 01M 7/06.
12. Глазунов В.А. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1731623, МКИ В 25J 1/00.
13. Глазунов В.А., Борозна А.Г., Жук В.П., Миодушевский П.В., Чугаев А.А. Механизм стенда для испытаний колесно-ступиичного узла автомобиля. Авторское свидетельство СССР № 1749755, МКИ G 01M 17/02.
14. Болотин Л.М., Глазунов В.А. Пространственный механизм. Авторское свидетельство СССР № 1757873, МКИ В 25J 11/00.
15. Крайнев А.Ф., Васецкий Б.Г., Ковалев Л.К., Глазунов В.А., Алешин А.К. Установка для лазерной резки. Патент РФ № 2060135. МКИ В 23K 26/06. Оп. 20.05.96, БИ № 14.
16. Крайнев А.Ф., Афонин В.Л., Глазунов В.А., Ковалев В.Е. Робототехническая технологическая установка. Патент РФ № 2063329. МКИ В 25J 9/00, 18/00. Оп. 10.07.96, БИ № 19.
17. Патент РФ № 3403140 Пространственный механизм. / Глазунов В.А., Тывес Л.И., Данилин П.О. Заявка № 2008146264 от 24 ноября 2008 г. В 25 J 9/00. Оп. 10. 11. 2010.
18. Патент РФ № 2412798 Пространственный механизм. / Глазунов В.А., Шалюхин К.А., Левин С.В. Заявка № 2009118985/02 от 19 мая 2009 г. В 25 J 1/00. Оп. 27. 02. 2011, Бюл. № 6.

## МЕТАЛЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ СОЗДАНИЯ МНОГОФУНКЦИОНАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ.

А.М. Глезер<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия

<sup>2</sup>ЦНИИчермет им. И.П. Бардина», Москва, Россия

e-mail: a.glezer@mail.ru

Современный технический прогресс предъявляет все более возрастающие требования к конструкционным и функциональным металлическим материалам. Качественно новым среди них является требование многофункциональности, то есть сочетания в одном и том же материале одновременно высоких, зачастую трудно сочетаемых механических, физических и химических свойств. Существующие ныне стандартные материаловедческие принципы формирования структуры и свойств уже не способны удовлетворять этим требованиям. Ключом к получению новых необычных свойств материалов является создание в них принципиально новых, ранее неизвестных структурных состояний, а способом создания подобных структур – экстремальные воздействия на твердые тела.

В качестве наиболее эффективного метода экстремальной обработки мы рассмотрим закалку из жидкого состояния (ЗЖС), которая содержит принципиально новые возможности получения перспективных материалов с уникальным сочетанием свойств. ЗЖС на вращающемся диске-холодильнике – быстропротекающий процесс, зависящий от многих физических и технологических параметров. Изменяя или корректируя эти параметры, мы имеем возможность получить оптимальные условия ЗЖС и целенаправленно влиять на структурное состояние закаленных материалов заданного химического состава.

В принципе при ЗЖС возможна реализация пяти различных сценариев и соответственно получение пяти различных по структуре и свойствам состояний:

1. В процессе ЗЖС полностью реализуется кристаллизация жидкой фазы, и мы имеем дело с однофазной или многофазной нано- или субмикроструктурной структурой.

2. В процессе ЗЖС возникает аморфное состояние, которое успевает частично или полностью кристаллизироваться. В результате формируется аморфно-нанокристаллическая структура. механические свойства которой, можно отнести к разряду уникальных (твердость  $HV=15$  ГПа, прочность  $\sigma_p = 4,8$  ГПа [13]).

3. В процессе ЗЖС формируется метастабильное аморфное состояние, устойчивое в широком интервале температур. Аморфные сплавы имеют высокую пластичность, и высокую прочность, близкую к теоретическому пределу. Подобное сочетание механических характеристик делает их единственным в своем роде объектом, представляющим как научный, так и прикладной интерес.

4. Последующее тепловое воздействие по соответствующим режимам приводит к частичной или полной

кристаллизации аморфного состояния.

5. Последующая МПД приводит к частичной или полной нанокристаллизации аморфного состояния.

Предложенная нами структурная классификация материалов позволяет физически более обоснованно подойти к описанию структурных особенностей, присущих ЗЖС-материалам, и как следствие, – к целенаправленному получению необходимых физико-механических свойств. Нанокристаллическое состояние, полученное путем ЗЖС, всегда формируется по принципу «снизу – вверх» (нанокристаллы растут из расплава или из аморфной матрицы), что роднит закалку из расплава с современными нанотехнологиями, построенными по тому же принципу. Области применения аморфных и нанокристаллических сплавов, полученных методом ЗЖС и обладающих ценными механическими, магнитными, электрическими и коррозионными свойствами будут постоянно расширяться.

К числу экстремальных воздействий, безусловно, следует отнести мегапластическую деформацию (МПД). За последние годы интерес к этому способу воздействия на материалы существенно возрос, поскольку он дает возможность существенно повысить физико-механические свойства металлических материалов. Наиболее распространенными в настоящее время способами создания гигантских величин деформации являются кручение под давлением в камере Бриджмена (КДКБ), равно-канальное угловое прессование (РКУП), винтовая экструзия и аккумулярированная прокатка. При МПД формируется сложное сочетание дефектных структур, содержащих малоугловые и высокоугловые границы зерен в различном процентном соотношении, а также дефектные структуры внутри зерен различной степени совершенства. Истинное наноструктурное состояние ( $d < 0,1$  мкм) формируется далеко не всегда. В сталях и сплавах МПД нередко сопровождается фазовыми переходами (выделение и растворение фаз, мартенситное превращение, аморфизация). В наших исследованиях удалось повысить значение прочности после МПД при комнатной температуре методом РКУП для высокопрочных мартенситно-стареющих сталей на 25 % только за счет существенной фрагментации продуктов обратного  $\alpha \rightarrow \gamma$  превращения (размер  $\gamma$ -частиц около 20-30 нм) при сохранении достаточной пластичности.

При МПД в твердое тело конечных размеров происходит «закачка» определенной энергии деформации. Очевидным «каналом диссипации» этой энергии является пластическая деформация. При значительных величинах упругой энергии пластическая де-

формация может в принципе инициировать дополнительные «каналы диссипации»: динамическую рекристаллизацию, фазовые превращения и выделение тепловой энергии. Нами было предложено три возможных сценария развития событий. В случае, когда в материале облегчены процессы дислокационных (дисклинационных) перестроек, вслед за пластической деформацией осуществляется низкотемпературная динамическая рекристаллизация. Локальные области структуры «очищаются» от дефектов, и в новых рекристаллизованных зернах снова начинается процесс пластического течения с помощью дислокационных и дисклинационных мод. В этом случае динамическая рекристаллизация выступает в качестве мощного дополнительного канала диссипации упругой энергии. В том случае, когда подвижность носителей пластической деформации относительно низка, мощным дополнительным каналом диссипации упругой энергии служит фазовый переход. Чаще всего, это переход типа «кристалл  $\Rightarrow$  аморфное состояние».

Нами сформулированы три основополагающих принципа реализации МПД: принцип гидростатичности схемы напряженного состояния, принцип недислокационных мод диссипации упругой энергии и принцип цикличности структурно-фазовых превращений. Принцип цикличности имеет синергетическую природу в условиях открытой системы, при которой происходит постоянная «закачка» энергии деформации в процессе МПД.

Известно, что мартенситное превращение подавляется в нанокристаллических структурах. Чем больше деформация превращения, тем больше критический размер, подавляющий рост мартенситных кристаллов. Это не дает возможности получить наноразмерные кристаллы мартенсита, способные существенно повысить прочность и ряд других функциональных свойств металлических материалов. Нами

были проведены эксперименты по низкотемпературной (77 К) деформации сплавов Fe-Cr-Ni, имеющих при комнатной температуре однофазную ГЦК решетку  $\gamma$ -фазы. Одновременное охлаждение до криогенных температур и пластическая деформация (прокатка) способны стимулировать мартенситное  $\gamma \Rightarrow \alpha$  превращение, и при существенном количестве  $\alpha$ -мартенсита (объемная доля более 0,6) значительно (почти в 3 раза) повысить прочность хромо-никелевого сплава. Столь значительный упрочняющий эффект при криогенной деформации обусловлен образованием мартенситных нанокристаллов размером 10-50 нм.

У нас возникла идея объединить вышеупомянутые экстремальные воздействия и «выстроить» их в единую технологическую цепочку, что могло бы привести к качественным изменениям характера конечной структуры, а следовательно, к возможности получить уникальные свойства металлических материалов, подвергнутых комплексным экстремальным воздействиям. Отдельные звенья этой цепочки нами уже реализованы (ЗЖС, ведущая к аморфному состоянию, + МПД). Это привело к уникальным магнитным и механическим свойствам сплавов типа металл – металлоид, которые не удавалось получить ранее. Возможно выстраивание и других, ранее не изученных технологических цепочек. Но для успешной реализации комплексной обработки необходимо «синхронизировать» параметры всех способов воздействий на материал для получения качественно новых структур и структурно – чувствительных свойств. Подобная «синхронизация», безусловно, должна явиться предметом дальнейших исследований, в которых будут последовательно рассмотрены различные варианты экстремальных воздействий и оптимизированы условия их реализации.

## МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ СЛОЖНЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

В.В. Гриб, Р.В. Жуков, И.М. Петрова

Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ)

### Введение

Техническое состояние механических систем характеризуется множеством взаимосвязанных факторов, описывающих их конструктивные и технологические свойства, температуру, действующие напряжения и деформации, динамику внешних воздействий, свойства материалов, которые могут изменяться во времени под действием внешних сил и условий эксплуатации. В процессе эксплуатации осуществляется сложное взаимодействие механизмов нагружения и повреждения деталей машин и элементов конструкций по ряду критериев: прочности, износостойкости, коррозионной стойкости и др.[1-3] При этом в зависимости от окружающей среды и условий нагружения реализуются различные механизмы накопления повреждений и разрушения. Создание многопараметрических моделей состояния механических систем необходимо при оценке значимости различных факторов, влияющих на деградационные процессы, при прогнозировании остаточного ресурса на основании данных об их текущем состоянии при решении проблемы безопасности и риска эксплуатации опасных объектов, при расшифровке косвенных показателей оценки технического состояния (например, виброакустических).

### Методы решения

Математическое описание многопараметрического состояния системы может быть представлено обобщенным вектором

$$X^T = \{X_1, X_2, \dots, X_j\},$$

где  $X_1 \dots X_j$  - параметры, описывающие техническое состояние системы в рамках принимаемой модели и изменяющиеся в процессе эксплуатации. Эти параметры могут быть выражены скалярными (температура, давление), векторными (геометрия, нагрузка, реакция, скорость, ускорение) величинами, тензорами (напряжения, деформации), функциями (колебания, вибрация, шум). Они могут быть сосредоточенными или распределенными по системе.

Вектор состояния может быть поставлен в соответствие вектору  $q$  внешнего воздействия на систему посредством оператора  $H$ , реализующего метод расчета и учитывающего свойства системы

$$X(t) = H q(t)$$

Изменение технического состояния механической системы описывается движением

вектора  $X$  в многомерном (фазовом) пространстве  $\Phi$  вектор-функцией

$$X(t_i) = X(t_0) + \int_{t_0}^{t_i} \lambda(X, q) dt,$$

где  $\lambda$  - обобщенная скорость изменения технического состояния, зависящая от текущего состояния  $X$  и вектора внешнего воздействия на систему  $q$ .

Пространство  $\Phi$  разделено поверхностью отказов, отделяющей часть работоспособных состояний  $\Omega$  от неработоспособных. Так как процесс  $X(t)$  случайный, то вероятность безотказной работы объекта на отрезке времени  $[t_0, t]$  равна вероятности нахождения вектора  $X$  в области  $\Omega$

$$P(t) = P\{X(\tau) \in \Omega, \tau \in [t_0, t]\}.$$

Общий прием решения задачи изменения технического состояния механической системы заключается в дискретизации ее во времени и пространстве и рассмотрении ряда последовательных состояний через задаваемый достаточно малый отрезок времени  $\delta t$  (шаг наработки). Скорость изменения состояния на этом отрезке времени принимается зависящей от состояния, свойств системы и режимных параметров в начале данного отрезка времени и неизменной на нем. Соответственно уравнение обобщенной скорости аппроксимируется в виде разностной схемы:

$$\frac{X(t_{i+1}) - X(t_i)}{\delta t} = \Lambda X(t_i),$$

которая преобразуется в рекуррентное выражение, решение которого производится итерационным способом при начальном условии  $X(t_i = 0) = X_0$ . Устойчивость разностных схем и сходимость решения рассматривается в специальной литературе по численным методам решения.

Оператор  $A$  перехода от  $i$ -го к  $i+1$ -му состоянию не содержит производных по времени. Линеаризация оператора на отрезке  $\delta t$  позволяет рассматривать его как суперпозицию операторов элементарных процессов  $X_1, X_2, X_3, \dots$  на этом отрезке

$$\delta X_i = \{\delta X_{1,i}, \delta X_{2,i}, \delta X_{3,i}\}, \text{ где}$$

$$\delta X_{1,i} = \lambda_{1,i}(X_1(t_i), X_2(t_i), X_3(t_i), \dots, q(t_i))\delta t$$

$$\delta X_{2,i} = \lambda_{2,i}(X_1(t_i), X_2(t_i), X_3(t_i), \dots, q(t_i))\delta t$$

$$\delta X_{3,i} = \lambda_{3,i}(X_1(t_i), X_2(t_i), X_3(t_i), \dots, q(t_i))\delta t$$

$\lambda_i$  - скорости элементарных процессов, соответствующие началу отрезка времени и

зависящие от технического состояния системы в начале этого отрезка.

В конце каждого отрезка времени находится новое техническое состояние, по которому определяются скорости и векторы перехода для последующего отрезка времени и т.д.

Учитывая, что при линеаризации оператора перехода от одного состояния к другому накапливается ошибка, при его разработке используют известный в численных методах метод Рунге-Кутты.

Ресурс механической системы определяется достижением вектора состояния предельной величины с заданной вероятностью.

Таким образом, методология математического моделирования сложных механических систем включает в себя следующие этапы:

- анализ структуры системы (декомпозиция системы на элементы и протекающие в ней элементарные процессы, установление связей между ними);

- математическое описание элементарных процессов; разработка операторов перехода от одного состояния к последующему для элементарных процессов;

- разработка математической модели, алгоритма поведения системы в целом (разработка оператора, преобразующего входные параметры в выходные и перехода системы от одного состояния к последующему);

- имитационное моделирование функционирования системы (математический эксперимент над абстрактной моделью);

Изменение технического состояния – вероятностный процесс. Его моделирование производится с помощью вероятностных моделей функционирования и изменения технического состояния с учетом случайного характера величин, описывающих параметры состояния и внешнего воздействия.

Математическое описание случайных величин осуществляют различными законами распределения вероятностей: экспоненциальным, нормальным, логарифмически-нормальным, Вейбулла и др., которые подробно рассмотрены в литературе по математической статистике. При выборе теоретической кривой распределения наблюдаемых или полученных в результате экспериментов случайных величин руководствуются критерием согласия Пирсона.

Многолетний опыт обработки экспериментальных данных показывает, что нормальный закон целесообразно применять для определения времени наработки до отказа, вызванного старением, равномерной коррозией, механическим изнашиванием, описанием распределения отклонений параметров технического состояния от номинального значения. Логарифмически-нормальный закон применяют для

описания наработки объекта до отказа, вызванного усталостным разрушением. Закон Вейбулла описывает отказы механических систем в начальный период эксплуатации и отказы в результате хрупких и усталостных разрушений. Экспоненциальный закон применяют при анализе наработки невосстанавливаемого объекта до его случайного отказа, а для восстанавливаемых объектов - для анализа промежутка времени между последовательными отказами.

Упрощенно вероятностная картина эволюции технического состояния механических систем может быть представлена в виде марковских цепей, где плотность вероятности состояния  $X_{i+1}$  полностью зависит от вероятности состояния  $X_i$  и условной плотности вероятности перехода системы из  $i$ -го в  $i+1$  – е состояние  $p(X_{i+1}, t_{i+1} | X_i, t_i)$ .

Марковский процесс  $X(t)$  полностью определяется начальным распределением  $p(X_0, t_0)$  и переходной плотностью вероятности  $p(X_0, X_1, \dots, X_i) = p(X_i | X_{i-1}), \dots, p(X_1 | X_0) p(X_0, t_0)$ .

При  $\delta t \rightarrow 0$ ,  $X_{i+1} \rightarrow X_i$ , получаем дифференциальное уравнение переходной плотности вероятности непрерывного марковского процесса

$$\frac{\partial p}{\partial t} = -\frac{\partial}{\partial x} (\xi p) + \frac{1}{2} \frac{\partial^2}{\partial x^2} (\zeta p)$$

Функция  $\xi(x, t)$  характеризует среднюю эволюцию процесса  $x(t)$  и называется коэффициентом сноса. Функция  $\zeta(x, t)$  характеризует среднее квадратичное отклонение процесса и называется коэффициентом диффузии.

Уравнение справедливо и для описания плотности вероятности самого технического состояния  $p(x, t)$ .

Приближенно плотность вероятности функции состояния в конце каждого шага может быть найдена по известной плотности вероятности в начале шага и задаваемой нормальным законом плотности вероятности перехода на этом шаге методом Монте-Карло.

При отсутствии данных об изменении вероятности показателей технического состояния во времени для статистического описания процесса в ряде случаев применяются упрощенные математические модели. Вектор состояния  $x(t)$  представляется в виде регулярной  $y(t)$  и случайной  $z(t)$  составляющих. Регулярная составляющая представляется в виде гладкой функции времени. Эта составляющая иначе называется трендом, тенденцией процесса, детерминированной основой процесса. Случайная составляющая принимается как некоррелируемый случайный процесс с математическим ожиданием равным нулю. При нормальном законе распределения вероятность случайного события удобно регламентировать

задаваемой величиной, например, 0,9, 0,95, 0,99 ... и определять значение отклонения - квантилью - коэффициентом, на который умножается величина среднеквадратичного отклонения.

Рис. 1 иллюстрирует прогнозирование изменения технического состояния и оценку остаточного ресурса по тренду и плотности распределения текущего состояния по данным экспериментального диагностирования объекта

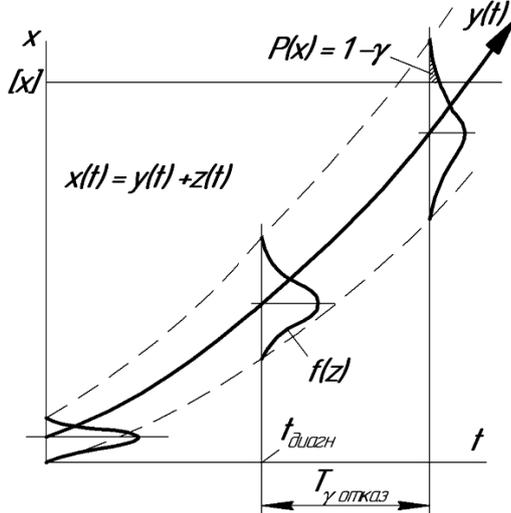


Рис. 1. Схема изменения технического состояния сложной механической системы.

Выбор показателей надежности зависит от восстанавливаемости или невозстанавливаемости объекта, режимов эксплуатации, последствий отказа. Если последствия отказа связаны с человеческими жертвами или большими экономическими потерями определяющим показателем является гамма-процентный ресурс, где  $\gamma$  назначается 0,95 и более.

## Заключение

Предложенная методология математического моделирования технического состояния сложных механических систем позволяет с обоснованной степенью точности оценить основные показатели надежности механических систем: вероятность безотказной работы; среднее время безотказной работы; гамма-процентный ресурс или наработку, в течение которой объект не достигнет предельного состояния с заданной вероятностью  $\gamma$ , выраженной в процентах; интенсивность отказов. [4,5].

Предлагаемый подход к моделированию технического состояния механических систем позволяет учесть при оценке ресурса большинство известных эксплуатационных факторов, включая данные о нагруженности, действии внешних физических и химических полей (температура, коррозионные среды и т.п.), что повышает точность его оценки. Однако следует иметь в виду, точность оценки ресурса в любом случае зависит от достоверности исходной информации о внешних воздействиях и выбора модели накопления повреждений.

1. Болотин В.В.. Ресурс машин и конструкций.- М.: Машиностроение, 1990, 448 с.
2. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. Части 1,2. – Новосибирск: Наука, 2005.
3. Трение, износ и смазка (трибология и триботехника)/Под общ. редакцией А.В.Чичинадзе. М.: Машиностроение. 2003.576 с.
4. Гриб В.В., Жуков Р.В., Петрова И.М. и др. Диагностические модели изменения технического состояния механических систем. Ч.1/ Под общей ред. проф. Гриба В.В./ МАДИ(ГТУ). – М.: 2007 – 300 с.
5. Гриб В.В., Жуков Р.В., Перминов М.Д. и др. Диагностические модели изменения технического состояния механических систем. Часть 2./ Под общей ред. проф. Гриба В.В./ МАДИ(ГТУ). – М.: 2008.- 263 с.

# ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИНАМИКИ ДЛЯ АНАЛИЗА КИНЕТИКИ СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ УПРОЧНЕННЫХ ТЕПЛОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ С РЕСУРСНЫМ СМАЗЫВАНИЕМ

## APPLICATION OF MOLECULAR DYNAMICS METHOD TO ANALYZE THE KINETICS STRUCTURAL PHASE TRANSITIONS IN THE SURFACE LAYERS OF HARDENING HEAT-RESISTANT STEELS IN SLIDING LUBRICATION WITH RESOURCE

Ю.Н. Дроздов<sup>1</sup>, П.И. Маленко<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения им. А.А. Благонравова Российской академии наук, Москва, Россия

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное образовательное учреждение высшего профессионального образования «Тульский государственный университет», Тула, Россия; [malenko@tsu.tula.ru](mailto:malenko@tsu.tula.ru)

### Введение

Экспериментально установлено, что в процессе трения в поверхностных слоях сталей образуются вторичные структуры (ВС), фазовый состав которых отличается от исходного. Определены причины трансформации фазового состава – это диффузионные процессы и полиморфные превращения, происходящие в поверхностных слоях.

К особенностям кинетики структурно-фазовых превращений следует отнести смещение кинетических кривых в сторону пониженных температур относительно стандартных диаграмм состояния и аномально высокую скорость диффузионного переноса в направлении к поверхности трения [1]. В результате моделирования нестационарного температурного процесса, происходящего в поверхностных слоях, установлено возникновение пульсирующих термических ударов (ТУ), определенных морфологией трущихся поверхностей и вызывающих высокие давления ( $P \leq 2 \cdot 10^{10}$  ГПа) [2]. Расчеты показали, что ТУ является причиной отмеченных аномалий кинетики структурно-фазовых превращений [2].

### Цель

Экспериментальные методы исследования диффузионных процессов и полиморфных превращений в поверхностной зоне трения – сфероидная микроскопия (ЕИМ) и сканирующий туннельный микроскоп (СТМ) используются для проникновения в суть поверхностной диффузии, но доминирующий механизм диффузии с их помощью не может быть идентифицирован.

Металловедческие исследования, основанные на обработке экспериментальных данных и рассматривающих металлы в континуальном приближении, только подтверждают возможность наличия различных механизмов диффузии, но не доказывают их существование.

В этой связи определенные надежды связаны с анализом механизмов диффузии на атомном уровне, то есть на уровне кристаллических решеток, когда среда рассматривается дискретной. Для решения подобных задач используется метод молекулярной

динамики (ММД). Реализация данного метода связана с наличием программного обеспечения, включающего и подпрограммы ввода кристаллических решеток, и разработки потенциалов парного взаимодействия (ППВ). Наибольшую точность дают расчеты ППВ – «из первых принципов» (ab initio), в том числе и квантово-химические методы. Однако, вследствие больших временных затрат они базируются на ограниченном количестве атомов ( $n < 1000$ ) и не могут быть перенесены на большие атомные системы. В этой связи в последние годы широко используются полуэмпирические методы, в частности, формализм метода «погруженного атома» (ЕАМ). Объем статей, связанный с описанием результатов, полученных с использованием данного метода растет в геометрической прогрессии, что свидетельствует об его эффективности.

Цель данной работы состоит в изучении различных механизмов диффузии под действием ТУ, используя формализм ЕАМ, с последующей проверкой результатов моделирования путем сравнения с экспериментальными данными. Объектом исследования послужила теплостойкая сталь 25Х3М3НБЦА с низкотемпературным карбонитридным покрытием (процесс никотрирования). Данная сталь используется для изготовления узлов автоматики стрелково-пушечного вооружения, работающих в условиях трения скольжения с ресурсным смазыванием.

### Результаты и их обсуждение

Молекулярно-динамические расчеты проводились с помощью стандартного пакета программ ХМД, основные характеристики которого описаны в работе [3]. Данный пакет программ позволяет проводить расчеты с циклическими или свободными граничными условиями в приближении многочастичного потенциала ЕАМ. Исследовались механизмы диффузии исходных структур защитного никотрированного слоя  $\alpha$ -Fe, Fe<sub>3</sub>N, Fe<sub>4</sub>N, Fe<sub>3</sub>C, Fe<sub>3</sub>(CN). Для выполнения исследований были

построены новые ППВ – ЕАМ для указанных структур с использованием основополагающих принципов, изложенных в работе [4].

Рассмотрим методику проведения исследований на примере фазы  $Fe_4N$ . В этой фазе железо присутствует в полиморфном состоянии  $\gamma$ -Fe. Потенциальная энергия фазы записывается в виде

$$E_{\text{пот}} = \frac{1}{2} \sum_{i \neq j} \varphi(R_{ij}) + \sum_i F(\rho_i), \quad (1)$$

где  $F(\rho_i)$  – потенциал погружения  $i$ -го атома, зависящий от эффективной электронной плотности  $\rho$  в месте нахождения центра атома;  $\varphi(R_{ij})$  – парный потенциал между атомами  $i$  и  $j$ .

В свою очередь эффективная электронная плотность  $\rho$  в точке нахождения атома, создаваемая окружающими атомами, определяется по формуле

$$\rho_i = \sum_j \psi(R_{ij}), \quad (2)$$

где  $R_{ij}$  – расстояние между атомами  $i$  и  $j$ .

Для определения  $E_{\text{пот}}$  фазы  $Fe_4N$  необходимо иметь семь подгоночных функций: две  $\varphi(R_{ij})$ , две  $F(\rho_i)$ , две  $\psi(R_{ij})$  и один парный потенциал  $\varphi_{Fe_4N}(R_{ij})$ . Этим обстоятельством и объясняется сложность нахождения ППВ ЕАМ. Тем не менее, используя результаты работы [2] и других работ, удалось найти потенциалы для исходных структур нитрированного слоя. Подгоночные функции вводятся в программу ММД в табличной форме и с их помощью строится кристаллическая структура (кристаллит) фазы необходимого объема. В результате кристаллит приобретает необходимые физико-механические свойства: упругость в виде модулей упругости и объемного сжатия, упругих констант, скорость распространения звука, магнитные свойства, фононный спектр.

При вводе в программу в результате воздействия на структуру в виде ТУ атомы вначале проходят фазу термического возбуждения, а затем происходит непосредственно диффузионный процесс. На рис. 1 представлены структура фазы  $Fe_4N$  под действием ТУ и собственно диффузионные процессы. Первоначально (рис. 1,а) атомы N перемещаются более активно, чем атомы Fe. При этом происходит как выход атома N из кристаллической решетки в окружающую среду, так и их скопление непосредственно у поверхности. В дальнейшем атомы N полностью выходят из решетки и активируется процесс диффузии  $\gamma$ -Fe (рис. 1,б). Атомы  $\gamma$ -Fe распределяются по поверхности кристалла в виде аморфной структуры. Учитывая высокую степень ионизации (средство к электрону) кислорода из окружающей среды, происходит процесс образования ВС –  $Fe_2O_3$ . По аналогичному сценарию происходит и процесс образования других ВС.

Из представленной схемы очевидно, что механизм диффузии является кооперативным (эстафетным), когда в нем одновременно участвует

большое количество атомов, то есть отсутствует доминирующее влияние вакансионного механизма.

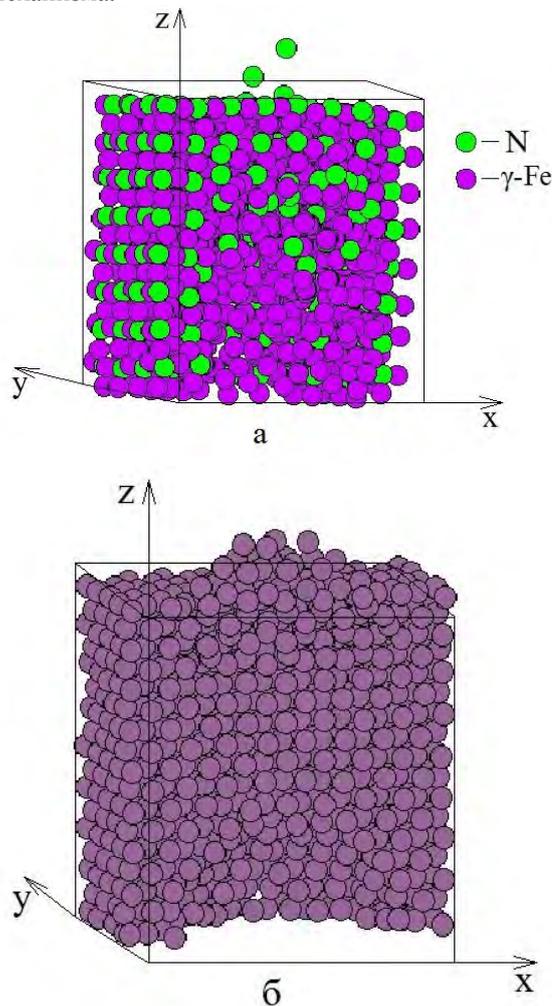


Рис. 1. Расположение атомов в кристалле ГЦК решетки фазы  $Fe_4N$  ( $T=600$  К,  $P=8,9$  ГПа,  $n=10^3$  атомов): а – диффузия N; б – диффузия  $\gamma$ -Fe

Дадим оценку коэффициентов диффузии  $D$  для  $\gamma$ -Fe и N. При достаточно больших для рассматриваемого кристаллита (рис. 1) временах  $t$  теория диффузии приводит к соотношению

$$D = \frac{\Delta r^2}{6t}, \quad (3)$$

где  $\Delta r^2 = x^2 + y^2 + z^2$  – квадрат перемещения атома относительно координатных осей.

На рис. 2 показана зависимость  $\bar{\Delta r}^2$  от номера шага по времени. Полученные зависимости нелинейные, причем перемещение атомов N по отношению к атомам  $\gamma$ -Fe происходит ускоренно. В табл. 1 приведены коэффициенты  $D$  для различных временных шагов, рассчитанные по формуле (3).

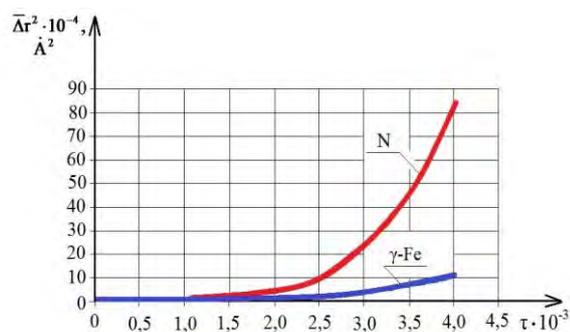


Рис. 2. Зависимость среднего квадрата смещений атомов от номера шага по времени для фазы Fe<sub>4</sub>N (T=600 К, P=8,9 ГПа)

Таблица 1.  
Значения коэффициентов диффузии D для фазы Fe<sub>4</sub>N при T=600 К и давлении P=8,9 ГПа

Время τ, с	3·10 <sup>-13</sup>	4·10 <sup>-13</sup>
D <sub>N</sub> , м <sup>2</sup> /с	1,1·10 <sup>-4</sup>	3,5·10 <sup>-4</sup>
D <sub>γ-Fe</sub> , м <sup>2</sup> /с	2,8·10 <sup>-5</sup>	4,6·10 <sup>-5</sup>

Полученные значения коэффициентов D<sub>γ-Fe</sub> несколько завышены от экспериментальных D<sub>экс</sub> ≈ 10<sup>-6</sup> ... 10<sup>-7</sup> м<sup>2</sup>/с. Однако расчетные значения D были получены для идеального кристалла без учета влияния дефектов решетки. В дальнейшем предполагается произвести расчеты D с учетом наличия дефектов.

1. Маленко П.И., Зеленко В.К., Левин Д.М. Температурные поля и эксплуатационные свойства пар трения скольжения со смазочным материалом / Под ред. Ю.Н. Дроздова. М.: Машиностроение. 2011. 239 с.
2. Дроздов Ю.Н., Маленко П.И. Структурно-фазовые превращения в поверхностных слоях сталей при трении скольжения // Трение и износ. 2014. Т.35. № 1. С.87—98.
3. Rifkin J. XMD Molecular Dynamics Program / University of Connecticut, Center for Materials Simulation, Storrs, CT, 2002. 104 P. <<http://xmd.SourceForge.net/>>
4. Baskes M.I. Modified embedded-atom potentials for cubic materials and impurities // Physical Review B. 1992. V.46. № 5. P.2727—2742.
5. Белащенко Д.К. Компьютерное моделирование некристаллических веществ методом молекулярной динамики // Соросовский образовательный журнал. 2001. Т.7. № 8. С.44—50.

## Трибологические свойства металлических композиционных материалов, армированных частицами сверхупругого твердого углерода

Е.И.Дроздова<sup>1</sup>, И.Н.Потапова<sup>1</sup>, О.П.Черногорова<sup>1</sup>, Е.А.Екимов<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Учреждение Российской академии наук Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва, Россия; [drozdova@imet.ac.ru](mailto:drozdova@imet.ac.ru)

<sup>2</sup>Федеральное государственное учреждение науки Институт физики высоких давлений им. Л.Ф. Верещагина РАН, Москва, Россия

В настоящее время оптимальными с точки зрения износостойкости и трибологических характеристик считаются твердые и упругие материалы с высоким отношением твердости к модулю упругости (H/E). Повышение отношения H/E способствует аккомодации поверхностной деформации и поглощению ударных нагрузок без разрушения [1]. Это отношение также определяет степень упругого восстановления при индентировании, причем материалы с  $H/E > 0,15$  в [2] определены как идеально упругие. К углеродным материалам, обладающим одновременно высокой твердостью и высокой упругостью, относятся материалы, имеющие фуллереноподобную структуру, которая состоит из изогнутых графеновых плоскостей, в отдельных местах связанных между собой прочными ковалентными связями, образуя пространственный трехмерный каркас прочных связей [3]. Наличие прочных связей между плоскостями препятствует сдвигу графеновых плоскостей, что обеспечивает высокую твердость, а способность таких плоскостей изгибаться и восстанавливать форму обеспечивает высокую упругость материала. К сверхупругим твердым материалам относятся некоторые продукты превращения фуллеренов под давлением [4,5].

Для создания износостойких композиционных материалов (КМ), армированных частицами сверхупругого твердого углерода, в качестве металлической матрицы выбраны металлы, различающиеся по характеру взаимодействия с углеродом: инертные металлы подгруппы Б 4-5-го периодов Периодической системы Д.И.Менделеева – Cu и Ag (эти металлы в твердом состоянии практически не растворяют углерод при температуре 800°C: Cu растворяет 0,03%С при 1000°C, Ag растворяет 0,0012%С при 1000°C) [6], непереходный металл 3-го периода Al и переходные металлы 4-го периода Ni, Co, Fe, Ti. Термобарические условия синтеза (680-1000°C, 5-8 ГПа) обеспечивали коллапс фуллереновых молекул и превращение фуллеренов в металломатричном КМ в частицы сверхупругой твердой углеродной фазы [7,8] и одновременно компактирование порошков.

Из смесей порошков металлов и 10 вес. % фуллеритов  $C_{60}$  или  $C_{60/70}$ . на гидравлическом прессе ДО-138 с усилием 630 тонн в ячейках высокого квазигидростатического давления типа «чечевица» и «тороид» были синтезированы

полноплотные образцы диаметром 5-10 мм и высотой 2-5 мм.

Микроструктуру образцов исследовали с помощью оптических микроскопов Reichert и Olympus GX51 и высокоразрешающего растрового двухлучевого электронного микроскопа “Quanta 3D FEG” (с разрешением 1,2 нм).

Фазовый состав КМ исследован методом рентгеновской дифракции с помощью дифрактометров «Ultma 4» фирмы «Rigaku» (излучение  $CuK\alpha$ , высокоскоростной детектор «D/teX», программный пакет PDXL, база данных PDF-2).

Идентификация углеродных фаз, полученных из фуллеритов, проводилась с помощью спектров КРС, которые регистрировались на высокоразрешающем спектрометре CRM 200 фирмы WITec, оснащенный конфокальной приставкой (лазер - 532 нм, мощность лазера 10 mW). Размер лазерного пятна в фокусе составлял около 1 мкм.

Твердость углеродных фаз измеряли с помощью многофункциональной испытательной установки UMT-3МО фирмы CETR с регистрацией кривой индентирования под нагрузкой 0,5 Н.

Испытания на абразивную изнашиваемость проводились на многофункциональной испытательной установке UMT-3МО фирмы CETR по свежему следу под нагрузкой 50 Н для КМ на основе Ni, Co, Fe, Ti; и 10 Н для КМ на основе Ag, Cu и Al с линейной скоростью 1800 мм/мин по абразиву зернистостью 18 мкм. Величину объемного абразивного износа определяли по потере массы КМ при прохождении пути длиной 9 м.

Трибологические испытания образцов КМ проводили на многофункциональной установке UMT-3МО фирмы CETR по схеме кругового движения с линейной скоростью 300 мм/сек в течение 2 час по контртелу из стали твердостью 62 HRC под нагрузкой 50 Н для КМ на основе Co, Fe, Ni, Ti и под нагрузкой 10 Н для КМ на основе Ag, Cu, и Al.

Структура и свойства образующейся из фуллеритов углеродной фазы определяются параметрами синтеза КМ, а также составом ( $C_{60}$  или  $C_{60/70}$ ) [9] и структурным состоянием исходных фуллеритов, обусловленным степенью предварительной механоактивации (МА).

Твердость и модуль Юнга армирующей углеродной фазы варьировали в пределах от 10 до 40 ГПа и от 60 до 300 ГПа, соответственно. При повышении твердости углеродных частиц упругое

восстановление при индентировании снижается от 96 до 77%, при этом существенно улучшаются триботехнические характеристики армированных ими КМ: повышается абразивная износостойкость и одновременно снижается коэффициент трения, (табл. 1), хотя отношение твердости к модулю Юнга Н/Е армирующих частиц при этом снижается. Обнаружена корреляция улучшения трибологических свойств КМ с параметром частиц Н<sup>2</sup>/Е, у которого усилена роль твердости. Взаимодействие углерода с металлической матрицей в неравновесных условиях синтеза (высокое

давление, короткая выдержка) приводит к появлению карбидов титана TiC, карбидов железа Fe<sub>3</sub>C, карбидов кобальта Co<sub>3</sub>C, Co<sub>2</sub>C и карбидов никеля Ni<sub>3</sub>C. Взаимодействие графитообразующего никеля в процессе синтеза с углеродом приводит также к появлению в структуре КМ графита. Матрица КМ на основе железа содержит весь спектр твердых растворов углерода в железе (мартенсит, аустенит, феррит) и карбиды Fe<sub>3</sub>C. В матрицах КМ на основе алюминиевого сплава АЛ25, меди и серебра соединения матричных металлов с углеродом не обнаружены (табл. 1).

Таблица 1. Свойства КМ на основе различных металлов

Состав исходной смеси для синтеза КМ (матричный металл; состав и предварительная обработка (МА) исходных фуллеритов)	Ag + 10% C <sub>60/70</sub> (МА 8ч)	Ag + 30% C <sub>60/70</sub> (МА 8ч)	Cu + 10% C <sub>60/70</sub> (МА 4ч)	АЛ25 + 10% C <sub>60</sub>	Ni + 10% C <sub>60/70</sub> (МА 8ч)	Co + 10% C <sub>60/70</sub> (МА 8ч)	Fe + 10% C <sub>60/70</sub>	Ti + 10% C <sub>60/70</sub>
Твердость (Н), модуль Юнга (Е) углеродной фазы, ГПа, степень восстановления (R), %, Н/Е, Н <sup>2</sup> /Е	H=34 E=258 R=79 H/E=0,13 H <sup>2</sup> /E=4,5	H=32 E=238 R=81 H/E=0,13 H <sup>2</sup> /E=4,5	H=40 E=305 R=77 H/E=0,13 H <sup>2</sup> /E=5,2	H=10 E=61 R=93 H/E=0,16 H <sup>2</sup> /E=1,6	H=35 E=263 R=79 H/E=0,13 H <sup>2</sup> /E=4,7	H=37 E=246 R=84 H/E=0,15 H <sup>2</sup> /E=5,6	H=15 E=79 R=94 H/E=0,19 H <sup>2</sup> /E=2,8	H=14 E=73 R=96 H/E=0,19 H <sup>2</sup> /E=2,7
Фазовый состав матрицы КМ (по данным РФА и КРС)	Ag	Ag	Cu	Al+Si	Ni + Ni <sub>3</sub> C + Гр	Co <sub>3</sub> C + Co <sub>2</sub> C + Co	Мартенсит, аустенит, феррит, Fe <sub>3</sub> C	Ti+TiC
Коэф. трения КМ	0,74	0,7	0,15	0,23	0,2	0,17	0,24	0,26
Коэф. трения матричного металла (без армирования)	1,12	1,12	0,30	0,56	0,49	0,48	0,57	0,79
Эффект армирования по снижению коэф.трения	1,6	1,6	2	2,4	2,5	2,8	3,0	3,0
Износ КМ	2,3	0,43	0,35	4,8	7,3	0,27	1,6	3,2
Износ матричного металла (без армирования)	51,3	51,3	30,9	19,6	44,0	56,7	-	22,4
Эффект армирования по износостойкости	22,3	119	88,3	4,1	6,0	210	-	7,0

Анализ трибологических свойств и износостойкости КМ, армированных сверхупругими твердыми углеродными частицами, показал, что для всех металлов армирование существенно улучшает трибологические свойства. Коэффициент трения КМ снижается по сравнению с коэффициентом трения матричного металла без армирования в 1,6 – 3 раза (для Ag от 1,12 до 0,74;

для Fe от 0,57 до 0,24; для Ni от 0,49 до 0,2; для Co от 0,48 до 0,17; для Cu от 0,3 до 0,15). Величина коэффициента трения КМ коррелирует с коэффициентом трения матричного металла: чем ниже коэффициент трения матричного металла, тем ниже коэффициент трения КМ в ряду Cu, Co, Ni, Al, Fe, Ti, Ag ( табл.1, рис.1).

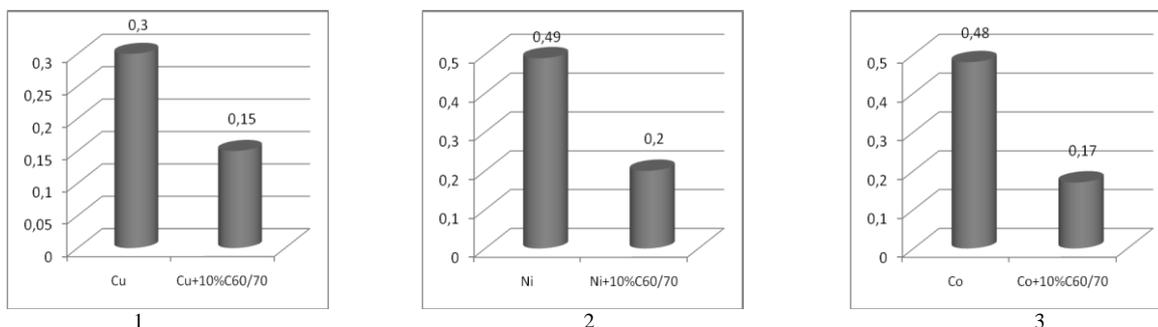


Рис. 1. Коэффициент трения: (1) Cu и КМ на основе Cu с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 4 ч (Н=40 ГПа), (2) Ni и КМ на основе Ni с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 8 ч (Н=35 ГПа), (3) Co и КМ на основе Co с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 8 ч (Н=37 ГПа).

Для всех исследованных металлов армирование сверхупругим твердым углеродом многократно (в 4 – 210 раз) повышает сопротивление абразивному изнашиванию. Износостойкость КМ в первую очередь зависит от твердости сверхупругой твердой углеродной фазы, а также важное значение имеет фазовый состав матрицы. Наличие графита в

графитообразующем Ni, не позволяет улучшить износостойкость КМ на основе Ni более чем в 6 раз, по сравнению с матричным металлом, тогда как износостойкость КМ на основе Co при той же твердости армирующих частиц в 210 раз выше износостойкости Co (табл.1, рис. 2).

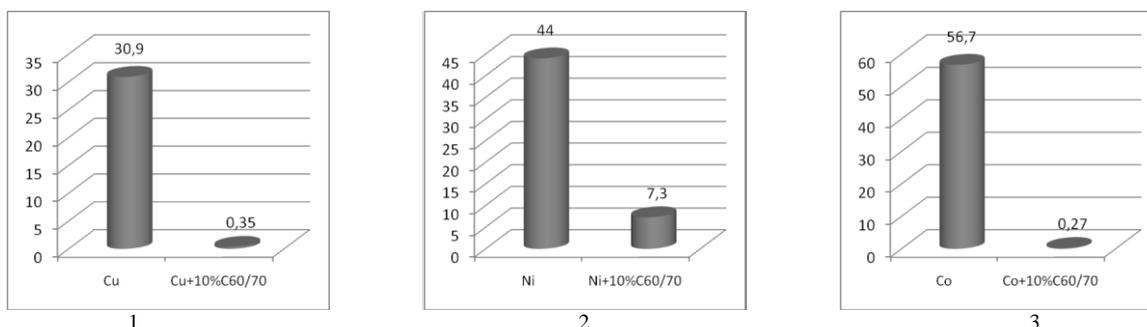


Рис. 2. Абразивный износ (потеря веса в мг): (1) Cu и КМ на основе Cu с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 4 ч (H=40 ГПа), (2) Ni и КМ на основе Ni с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 8 ч (H=35 ГПа), (3) Co и КМ на основе Co с частицами, полученными под давлением из C<sub>60/70</sub> после МА 8 ч (H=37 ГПа).

Повышение доли армирующей фазы в Ag матрице от 10 до 30 вес.% практически не влияет на коэффициент трения (0,74 и 0,7, соответственно), тогда как износостойкость КМ на основе Ag при этом возрастает в 5 раз (потеря веса - 2,3 и 0,43 мг, соответственно) (табл.1, рис. 3).

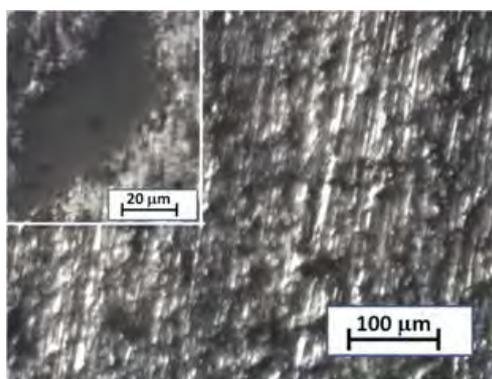


Рис. 3. Микроструктура КМ на основе серебра с 10 вес. % углеродной фазы после испытаний на абразивное изнашивание. На вставке: армирующая частица после испытаний.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ № 12-03-00568-а и Гранта поддержки ведущих научных школ РФ (код проекта НШ-6207.2014.3).

- Leyland A., Matthews A. Design criteria for wear-resistant nanostructured and glassy-metal coatings // *Surface and Coatings Technology*, 2004. V.177 - 178. P.317–324.
- Lawn B., Howes V. Elastic Recovery at Hardness Indentations // *Journal of Materials Science*. 1981. V.16, P.2745–2752.
- Gago R., Abrasonis G., Jimenez I., Moller W. Growth mechanisms and structure of fullerene-like carbonbased thin films: superelastic materials for tribological applications in Fullerene research advanced / Kramer K., ed. Nova Science Publishers. 2008. P.145–181.
- Wood R., Lewis M., West G., Bennington S., Cain M., Kitamura N. Transmission electron microscopy, electron diffraction and hardness studies of high-pressure and high-temperature treated C<sub>60</sub> // *J. Phys.: Condens. Matter*. 2000. №12. P.10411–10421.
- Talyzin A., Dubrovinsky L., Oden M., Jansson U. Superhard and superelastic films of polymeric C-60 // *Diamond and related materials*. 2001. V.10. P.2044–2048.
- Диаграммы состояния двойных металлических систем / Под ред. Н. Якишева. М.: Машиностроение. 1999. 992 с.
- Chernogorova O., Drozdova E., Ovchinnikova I., Soldatov A., Ekimov E. Structure and properties of superelastic hard carbon phase created infullerene-metal composites by high temperature-high pressure treatment // *J. of Applied Physics*. V.111. P.112601–112605.
- Chernogorova O., Bannykh O., Blinov V., et al. Superhard Carbon Particles Forming from Fullerenes in a Mixture with Iron Powder // *Mater. Sci. Eng*. 2001. V.299. P.136–140.
- Chernogorova O., Potapova I., Drozdova E., Sirotnkin V., Soldatov A., Vasiliev A., Ekimov E. Structure and physical properties of nanoclustered graphene synthesized from C<sub>60</sub> fullerene under high pressure and high temperature // *Applied Physics Letters*, 2014. V.104. P.043110-1– 043110-4.

## МЕТОДЫ ИДЕНТИФИКАЦИИ УПРУГИХ СВОЙСТВ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА

А.М. Думанский<sup>1</sup>, М.А. Алимов<sup>1</sup>, Л.П. Таирова<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [alduman@rambler.ru](mailto:alduman@rambler.ru), <sup>2</sup>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия

### Цель

Устойчивое и надежное определение характеристик упругости однонаправленного слоя является важным при проектировании элементов конструкций из многослойных композитов. Поэтому разработка расчетно-аналитических методов идентификации упругих свойств слоя по результатам испытаний однонаправленных и разнонаправленных композитов представляет собой актуальную задачу. Известно, что решение многих технических задач может сводиться к решению систем линейных уравнений, причем для соответствия полученному решению должны выполняться условия корректности задачи по Адамару, кроме условий существования и единственности решение должно непрерывно зависеть от входных параметров. Одним из критериев корректности системы является величина коэффициента обусловленности матрицы, с помощью которого возможно оценить погрешность решения. В данной работе представлена попытка использования взвешенного метода наименьших квадратов для корректной оценки характеристик упругости однонаправленного слоя углепластика по результатам испытаний косоугольно армированных образцов.

### Введение

Проектирование силовой конструкции из композиционного материала (КМ) представляет собой сложный многоступенчатый процесс, и одним из важных этапов является разработка методов идентификации механических свойств слоя. Как правило, определение механических свойств слоя производится по результатам испытаний однонаправленных или косоугольно армированных образцов материала при одноосном нагружении. В частности, определению подлежат четыре константы упругости слоя: модули упругости в главных осях ортотропии слоя, коэффициент Пуассона и модуль сдвига. Их определение может проводиться по результатам испытаний однонаправленных образцов на одноосное нагружение под разными углами к направлению армирования волокон. Как правило, такие испытания включают нагружение под углами 0 и 90 градусов с измерением продольных и поперечных значений деформации для оценки модулей упругости в направлении главных осей ортотропии слоя, а также под разными углами, среди которых можно отметить угол равный или близкий к 45 градусам для оценки модуля сдвига. Определение упругих характеристик

слоя может проводиться по результатам испытаний косоугольно армированных образцов или с использованием данных, полученных при испытании образцов с разной укладкой волокон [1]. При этом обычно число испытаний и, соответственно, число уравнений для определения характеристик упругости слоя превышает число измеряемых величин, что приводит к переопределению системы линейных уравнений. Полученная система уравнений не имеет точного решения, однако определение упругих характеристик слоя может быть выполнено с помощью минимизации вектора невязки расчетных и экспериментальных данных в методе наименьших квадратов [2]. Решение данной задачи позволяет не только найти оптимальное решение, но и оценить влияние погрешности измеряемых величин на полученное решение.

### Постановка задачи

Решение задачи сводится к решению системы линейных уравнений вида

$$Ax = b \quad (1)$$

Ошибка решения равняется норме вектора невязки  $\delta = \|Ax - b\|$ . Отыскание решения  $\bar{x}$  по методу наименьших квадратов, соответствующего минимуму ошибки  $\delta$ , эквивалентно отысканию точки  $p = A\bar{x}$ , ближайшей к точке  $b$  по сравнению с остальными точками из пространства столбцов.

Соотношения теории упругости для слоя или пакета, связывающие напряжения и деформации представляют собой системы линейных уравнений, формулируемые в компонентах матриц податливости или жесткости вида [3]

$$\{\varepsilon_{x-y}\} = [S_{xy}]\{\sigma_{x-y}\} \quad \{\sigma_{x-y}\} = [G_{xy}]\{\varepsilon_{x-y}\} \quad (2)$$

В зависимости от условий эксперимента и измеряемых величин составляются уравнения связи между напряжениями и деформациями, из которых формируются системы линейных уравнений, подлежащих решению.

Например, при одноосном нагружении однонаправленного материала, нагружаемого под углом к направлению армирования, приходим к системе линейных уравнений следующего вида [4]

$$[A_\theta]\{\bar{s}^0\} = \frac{\{\varepsilon_{x-y}\}}{\sigma_x} \quad (3)$$

В [4] идентификация упругих свойств углепластика производилась по результатам измерения деформаций в продольном направлении для образцов из однонаправленного углепластика T800H/2500S. Система линейных уравнений составлялась с помощью

соотношений вида

$$\varepsilon_x = \bar{s}_{xx}\sigma_x \quad (4)$$

Идентификация свойств слоя по результатам испытаний образцов с косоугольной схемой армирования на одноосное растяжение и с деформациями, измеренными в двух ортогональных направлениях может быть выполнена с помощью соотношений следующего вида [2]

$$\begin{aligned} g_{xx}\varepsilon_x + g_{xy}\varepsilon_y &= \sigma_x \\ g_{xy}\varepsilon_x + g_{yy}\varepsilon_y &= 0, \end{aligned} \quad (5)$$

где  $g_{xx}$ ,  $g_{xy}$ ,  $g_{yy}$  – компоненты матрицы жесткости пакета.

Компоненты матрицы жесткости пакета, входящие в систему (5), могут быть выражены через компоненты матрицы жесткости для однонаправленного слоя, тогда вместо (5) получим:

$$\begin{aligned} (c^4 g_{11}^0 + s^4 g_{22}^0 + 2s^2 c^2 g_{12}^0 + 4s^2 c^2 g_{66}^0)\varepsilon_x + \\ (s^2 c^2 g_{11}^0 + s^2 c^2 g_{22}^0 + (s^4 + c^4)g_{12}^0 - 4s^2 c^2 g_{66}^0)\varepsilon_y = \sigma_x \\ (s^2 c^2 g_{11}^0 + s^2 c^2 g_{22}^0 + (s^4 + c^4)g_{12}^0 - 4s^2 c^2 g_{66}^0)\varepsilon_x + \\ (c^4 g_{11}^0 + c^4 g_{22}^0 + 2s^2 c^2 g_{12}^0 + 4s^2 c^2 g_{66}^0)\varepsilon_y = 0, \end{aligned}$$

где  $s = \sin\theta$ ,  $c = \cos\theta$ ,  $\theta$  – угол между направлением укладки волокон и действием нагрузки.

Последние формулы в рамках соотношений линейной алгебры после вставки  $\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{E_x}$  и  $\varepsilon_y = -\frac{v_{xy}\sigma_x}{E_x}$  могут быть записаны в матричной форме

$$\begin{aligned} A_x(\theta, E_x, v_{xy})\vec{g}^0 &= 1 \\ A_y(\theta, E_x, v_{xy})\vec{g}^0 &= 0, \end{aligned} \quad (6)$$

где  $A_x(\theta, E_x, v_{xy}) = \frac{1}{E_x}(c^4 - v_{xy}s^2c^2; s^4 - v_{xy}s^2c^2; 2s^2c^2 - v_{xy}(s^4 + c^4); 4s^2c^2(1 - v_{xy}))$ ,

$A_y(\theta, E_x, v_{xy}) = \frac{1}{E_x}(s^2c^2 - v_{xy}s^4; s^2c^2 - v_{xy}c^4; (s^4 + c^4) - 2v_{xy}s^2c^2; -4s^2c^2(1 + v_{xy}))$  – векторы, определяемые углом укладки и соответствующими экспериментальными значениями модуля упругости и коэффициента Пуассона косоугольного углепластика,

$\vec{g}^0 = \{g_{11}^0; g_{22}^0; g_{21}^0; g_{66}^0\}^T$  – искомый вектор компонент матрицы жесткости слоя. Строка в матрице представляет результат опыта.

### Программа эксперимента

Исходным материалом для изготовления образцов являлись 4-слойные пластины размером 300×300 мм с толщиной слоя 0,125 мм, изготовленные прессованием. Для проведения испытаний с помощью абразивного круга вырезались образцы-полоски шириной 20±0,2 мм. Укладка слоев в образцах 0<sub>4</sub>, ±20<sub>2</sub>, ±40<sub>2</sub>, ±50<sub>2</sub>, ±70<sub>2</sub>, 90<sub>4</sub>. Для определения кривых деформирования на все образцы были наклеены тензодатчики с базой 10 мм по 5 штук на каждый образец. Три датчика измеряли деформацию вдоль оси образца, а 2 датчика в поперечном направлении. Испытания проводили с помощью специальных захватов, обеспечивающих со-

осность нагружения образцов с регулируемым заземлением концов. Во время испытаний образцы нагружались сначала до относительно небольшой нагрузки, находящейся в пределах линейно упругого деформирования, а затем разгружались и нагружались повторно до разрушения. Линейно-упругий характер деформирования вплоть до разрушения наблюдался для образцов с продольной укладкой волокон и образцов с укладкой 90<sub>4</sub>. Для остальных образцов был выражен участок вязко-пластичного характера деформирования, и даже при разгрузке от относительно небольших по сравнению с разрушающим напряжениями наблюдалась заметная нелинейность деформирования типа петель гистерезиса и остаточные деформации. Наиболее сильно нелинейный характер деформирования выражен для образцов с укладкой ±40<sub>2</sub>.

### Реализация алгоритма

При реализации алгоритма по каждой укладке брались осредненные значения модуля упругости и коэффициента Пуассона, рассчитанные по кривым деформирования на линейных участках. Поскольку имеем полноранговые матрицы по столбцам, вычисления производились по объединенным матрицам  $A_x, A_y$ . Для шести укладок имеем систему двенадцати уравнений относительно неизвестного вектора компонент жесткости слоя

$$\begin{pmatrix} A_x \\ A_y \end{pmatrix} \vec{g}^0 = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \end{pmatrix}. \quad (7)$$

Столбец свободных членов состоит из последовательно стоящих шести единиц и нулей. Решение системы уравнений (7) получали с помощью псевдообратной матрицы к матрице  $A = \begin{pmatrix} A_x \\ A_y \end{pmatrix}$ , обозначаемой  $A^+$

$$\vec{g}^0 = (A^+)\vec{t} \quad (8)$$

где  $\vec{t} = \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \end{pmatrix}$  – столбец свободных членов.

Решение, полученное с помощью (8), минимизирует невязку расчетных и экспериментальных данных. Это решение не может считаться приемлемым в связи с большой погрешностью для искомых величин, особенно это относится к значению продольного модуля упругости слоя. Число обусловленности матрицы ( $A$ ) оказалось большим, а угол между вектором свободных членов и спроектированных найденным решением на пространство столбцов слишком велик  $\approx 32^\circ$ . Очевидно, что дисперсия параметра жесткости  $g_{11}^0$  существенно отличается от соответствующих значений других параметров, причем отличие может составлять два порядка. Отсюда следует необходимость использования взвешенного метода наименьших квадратов, заключающегося в том, что исходную систему линейных уравнений умножают слева на диагональную матрицу весов

$$W \cdot A\vec{g}^0 = W \cdot b, \quad (9)$$

где в матрице  $W$  должен преобладать первый элемент. При решении данной задачи решение про-

дили для следующей матрицы весов:  $W = \text{diag}(100 \ 2 \ 2 \ 2 \ 1 \ 1 \ 3 \ 1 \ 2 \ 1 \ 2 \ 2)$ . Тогда решение системы уравнений (9) не совпадает с решением (8) и определяется с помощью следующего соотношения

$$\{\bar{g}^0\} = (WA)^+ \{W\bar{i}\}. \quad (10)$$

Коэффициент обусловленности матрицы  $(WA)$  составил 2,7, а значение угла между вектором свободных членов и спроектированных найденным решением на пространство столбцов оказался равным  $\approx 1,2^\circ$ . Характеристики упругости слоя вычислялись с помощью соотношений связи с компонентами матрицы жесткости [2]:  $E_1 = g_{11}^0 - \frac{(g_{12}^0)^2}{g_{22}^0}$ ,  $E_2 = g_{22}^0 - \frac{(g_{12}^0)^2}{g_{11}^0}$ ,  $\nu_{12} = \frac{g_{12}^0}{g_{22}^0}$ ,  $G_{12} = g_{66}^0$ . Числовые значения упругих констант слоя следующие:  $E_1 = 150$  ГПа,  $E_2 = 3,9$  ГПа,  $\nu_{12} = 0,314$ ,  $G_{12} = 2,9$  ГПа.

Анализ разброса кривых деформирования показал что надежность определения экспериментальных характеристик слоя различается для структур с разными углами укладки волокон, наиболее надежными выглядят значения характеристик упругости для структур с большим начальным линейным участком диаграмм деформирования. Для продольных деформаций такие участки наблюдаются для структур  $0_4, \pm 20_2, \pm 40_2, \pm 50_2$ . Меньший разброс значений поперечных деформаций наблюдался для структур:  $0_4, \pm 40_2, \pm 70_2, 90_4$ . Для оценки полученных значений упругих характеристик слоя было проведено сравнение расчетных значений модулей упругости косоугольно армированных образцов с укладкой  $\pm 40_2$  с экспериментальными диаграммами деформирования. Результаты сравнения приведены на рис. 1.

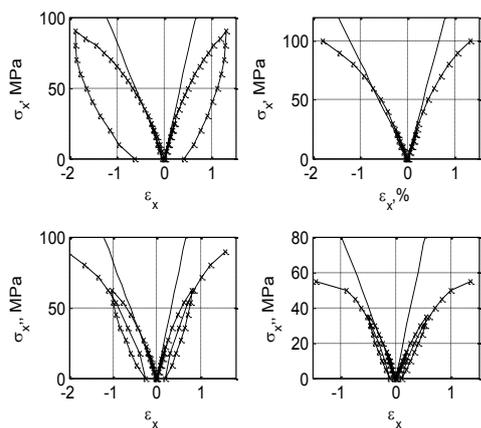


Рис. 1. Сопоставление кривых деформирования углепластика укладкой  $\pm 40_2$  и расчетных кривых упругого деформирования

На основании рис. 1 можно сделать вывод об удовлетворительном согласии расчетных и опытных данных.

Для проверки качества описания характеристик анизотропии упругости и коэффициента Пуассона косоугольно армированных образцов на рис 2. приведено сравнение соответствующих расчетных и экспериментальных данных

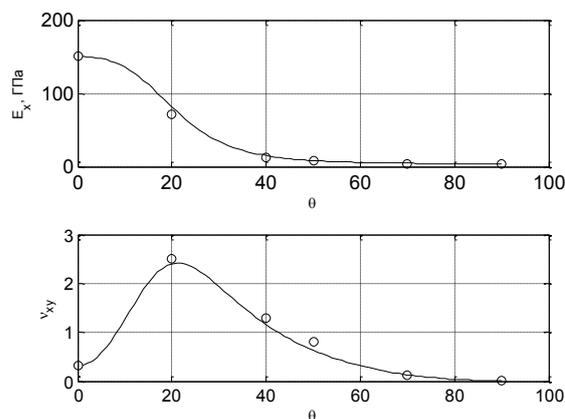


Рис. 2. Анизотропия модуля упругости и коэффициента Пуассона косоугольно армированного углепластика

Из рис. 2 видно хорошее согласие расчетных и экспериментальных данных.

Корректная оценка характеристик упругости слоя, по которым осуществляется прогнозирование упругих свойств многонаправленного пакета, представляется важной хотя бы потому, что далее производится оценка неупругих или временных свойств слоя, пакета и элемента конструкции.

1. Алфутов Н.А., Зиновьев П.А., Таирова Л.П. Идентификация упругих характеристик однонаправленных материалов по результатам испытаний многослойных композитов // В кн.: Расчеты на прочность. Т. 30. М.: Машиностроение, 1989. – с.17-31.
2. Стренг Г. Линейная алгебра и её применения / Пер. с англ. М.: Мир. 1980. 454 с.
3. Композиционные материалы. Справочник. Под ред. В.В. Васильева и Ю.М. Тарнопольского. М.: Машиностроение. 1990. 512 с.
4. Думанский А.М., Алимов М.А. Идентификация механических свойств углепластика // Научные труды II международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» Москва, 2012. С. 190-195.

## КАЧЕСТВО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТА В КОНКРЕТНЫХ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ УСЛОВИЯХ

Забельян Д.М.

<sup>2</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия

Определение оптимального сочетания выбранного инструмента, его стойкости, режимов обработки и требуемой производительности является одним из узких мест при производстве деталей машин методом лезвийной обработки. Для исследования мы выбрали операцию сверления контрольных отверстий в деталях крепежа. В рамках реального производства, эта операция характеризуется относительно небольшой производительностью и значительным расходом режущего инструмента.

С целью выяснения причин данного положения и мониторинга ситуации в дальнейшем, воспользуемся опытом решения этих вопросов в работах [1,2].

В этих работах исходная информация для анализа получается из данных разбраковки инструмента после эксплуатации. Для осуществления разбраковки требуется четкая классификация отказов инструмента, характеризующая стадии его выхода из строя. Кроме того необходимо определить параметр, отражающий длительность эксплуатации сверл, который необходим для создания комплексного показателя качества использования этого инструмента.

Для данного инструмента отказы будет рассматривать на уровне инструмента в целом. Все варианты видов отказов сверл сведём к трём стадиям, определяемым терминами: износ, скол, поломка.

К износу относятся случаи наличия на режущих кромках сверл дефектов в виде износа, а также выкрашиваний и мелких сколов режущих кромок, величина которых не превышает предельно допустимого износа, и требующие обновления режущих кромок, без учета состояния режущей части после эксплуатации, предшествующей данному периоду наработки на отказ. Такие отказы предполагают постепенный выход инструмента из строя.

К сколу относятся дефекты, имеющие характер излома, величина которого может не превышать предельно допустимого износа при появлении на кромках, не являющихся режущими, во всех остальных случаях величина таких дефектов превышает предельно допустимый износ. Наличие дефектов такой стадии отказа позволяет использовать сверло хотя бы еще один раз без учета его состояния после эксплуатации, предшествующей данному периоду наработки на отказ.

К поломке относятся случаи изломов сверла, не позволяющих далее использовать инструмент без учета его состояния после эксплуатации, предшествующей данному периоду наработки на отказ.

Анализ по данной классификации списанных за два с половиной месяца мелкогабаритных сверл по-

казал, что количество среди них сколотых и поломанных составляет от 75% до 95% (см. рис.1)

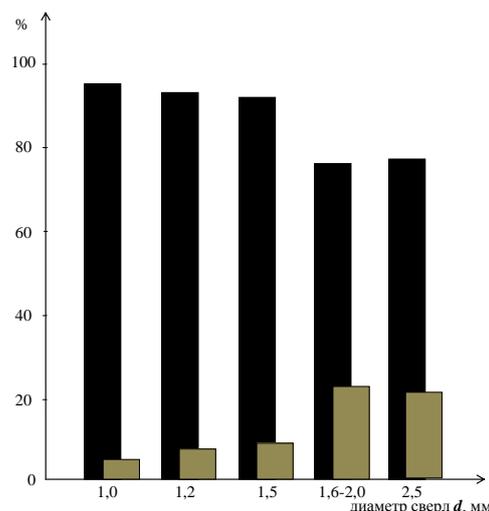


Рисунок 7. Соотношение количества различных видов отказов у отдельных типоразмеров списываемых мелкогабаритных сверл по данным за период 2,5 месяца:

условные обозначения:

- количество списываемых сверл с износом;
- количество списываемых сверл со сколом и поломкой

Так как восстановление режущих свойств данного инструмента осуществляется переточкой, в процессе которой уменьшается общая длина сверла (см. рис. 2, на нём она обозначена  $l_{об}$ ), то этот параметр списанного сверла может служить мерой длительности его эксплуатации.

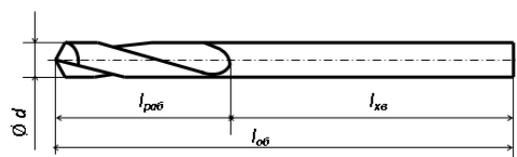


Рисунок 2. Измеряемые параметры сверла

Распределения этого параметра для различных диаметров списанных сверл приведены на рис. 3...7.

При анализе этих распределений установлено, что наиболее часто списываются сверла с длиной близкой к длине хвостовика –  $l_{хв}$  (см. рис. 2).

Этот факт, рассмотренный отдельно, можно считать признаком полноты использования режущего инструмента, то есть считать явлением положительным. Однако, так как значительная часть рассмотренных списанных сверл имела вид излома, то есть эти инструменты были поломаны (см. рис. 1),

делать заключение о качестве использования свёрл нельзя.

только по величине их остаточной общей длины

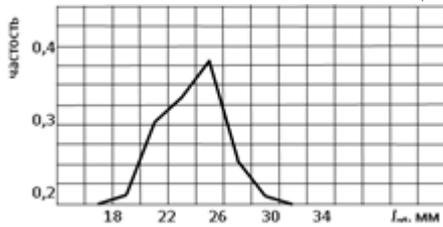


Рисунок 3. Частота появления в числе списанных свёрл Ø1,0 мм с определенным размером  $l_{об}$

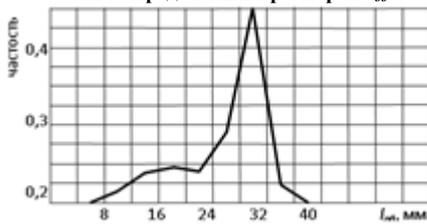


Рисунок 5. Частота появления в числе списанных свёрл Ø1,6...2,0 мм с определенным размером  $l_{об}$

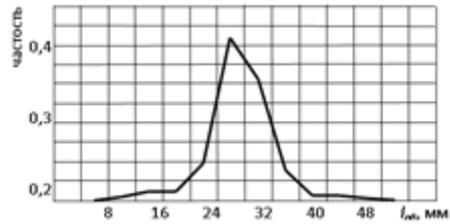


Рисунок 4. Частота появления в числе списанных свёрл Ø1,5 мм с определенным размером  $l_{об}$

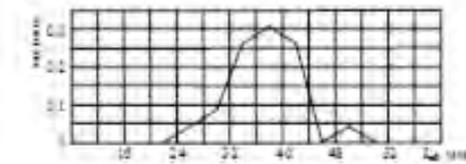


Рисунок 6. Частота появления в числе списанных свёрл Ø2,5 мм с определенным размером  $l_{об}$

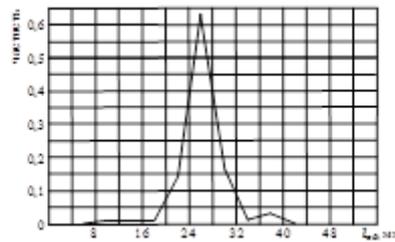


Рисунок 7. Частота появления в числе списанных свёрл Ø1,2 мм с определенным размером  $l_{об}$

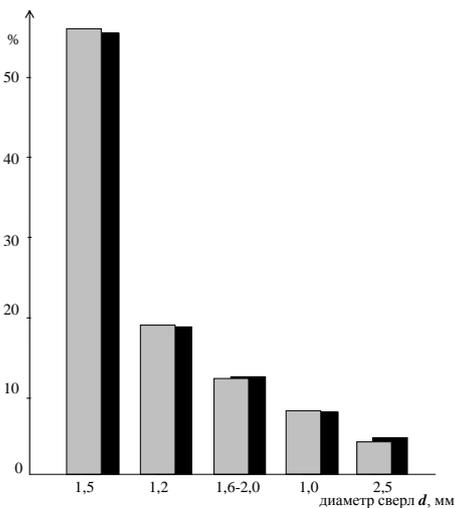


Рисунок 8. Данные по списанию мелкоразмерных свёрл различных диаметров за период 2,5 месяца:  
■ - количество списываемых свёрл;  
■ - стоимость списываемых свёрл

встречающихся отказах, совместно рассмотрены соотношения количества и затрат, на списываемые производством свёрла различных диаметров (см. рис. 8).

На данной диаграмме видим, что наибольшее предпочтение по обоим параметрам имеют свёрла диаметром 1,5 мм. Поэтому дальнейший анализ был нами сосредоточен на данном типоразмере свёрл.

Анализируя распределение  $l_{раб}$  в независимости от вида отказа сверла, видим, что оно имеет экспоненциальный характер (см. рис. 9). Параллельная же оценка величины остатка рабочей части по отдельности, свёрл с поломкой, сколом и износом показала, что ярко выраженный экспоненциальный характер  $l_{раб}$  имеется лишь у поломанных свёрл. Распределения же  $l_{раб}$  для свёрл со сколом и износом стремятся к нормальному характеру.

Равномерность списания свёрл 0,15 мм была проанализирована посредством недельной выборки свёрл, сдаваемых в инструментальную раздаточную кладовую (ИРК) цеха. При этом недельный анализ количества списанных свёрл показал его существенное различие (см. рис. 10).

С целью сокращения объема работ и сосредоточения усилий на наиболее затратных и часто

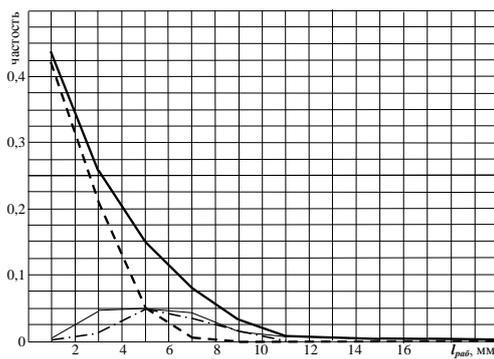


Рисунок 9. Частота появления в числе списанных сверл Ø1,5 мм с различными величинами остатков рабочих частей ( $T_{рав} = 2,91$  мм):  
 — в независимости от вида отказа сверла;  
 - - - поломанных;  
 - · - сколотых;  
 ····· изношенных

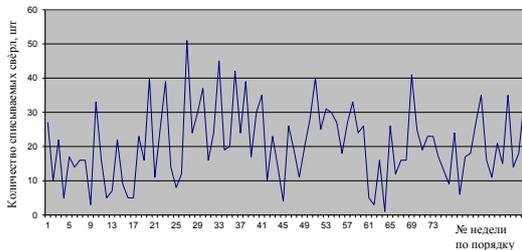


Рисунок 10. Количество сверл Ø1,5 мм, списываемых понедельно

То есть в данных условиях эксплуатации сложно получить представление о расходе инструмента при его недельной выборке. Следовательно, период, через который должна осуществляться выборка инструмента, необходимо увеличить.

Изменение достоверности получаемой информации, при увеличении периода выборки, можно оценить по степени изменения коэффициента вариации, определяемого по формуле:

$$v = \frac{\sigma}{\bar{x}},$$

где:  $\sigma$  – среднее квадратическое отклонение;  $\bar{x}$  – среднее арифметическое значение.

Представленное на рисунке 11 влияние величины интервала выборки на коэффициент вариации свидетельствует об увеличении достоверности с увеличением интервала выборки инструмента.

Однако, увеличение интервала выборки при неизменном объеме исходной информации приводит к уменьшению количества выборок. Следовательно, этот фактор является ограничением для беспредельного увеличения интервала выборки инструмента.

С целью установления предела увеличения интервала выборки инструмента ограничим рассмотрение в нашем конкретном случае вариантами, в которых при построении гистограмм практических распределений количество значимых интервалов будем не менее пяти и распределение будет иметь непрерывный характер.

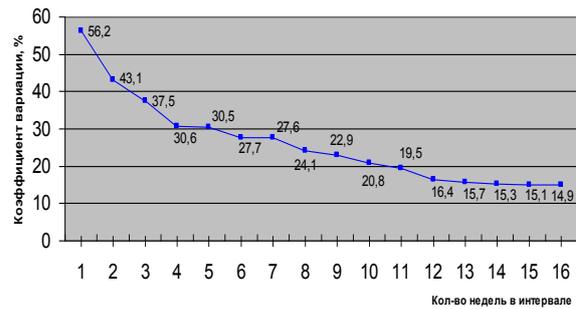


Рисунок 11. Изменение коэффициента вариации в зависимости от величины интервала

С целью установления предела увеличения интервала выборки инструмента ограничим рассмотрение в нашем конкретном случае вариантами, в которых при построении гистограмм практических распределений количество значимых интервалов будем не менее пяти и распределение будет иметь непрерывный характер.

Для определения оптимального числа значимых интервалов гистограммы используем формулу Стерджесса [3]:

$$m = 1 + \log_2 n \approx 1 + 3,322 \lg n$$

где:  $m$  – оптимальное число значимых интервалов гистограммы;  $n$  – количество выборок инструмента.

На рис. 12 представлены гистограммы, полученные при задании различных интервалов выборки сверл.

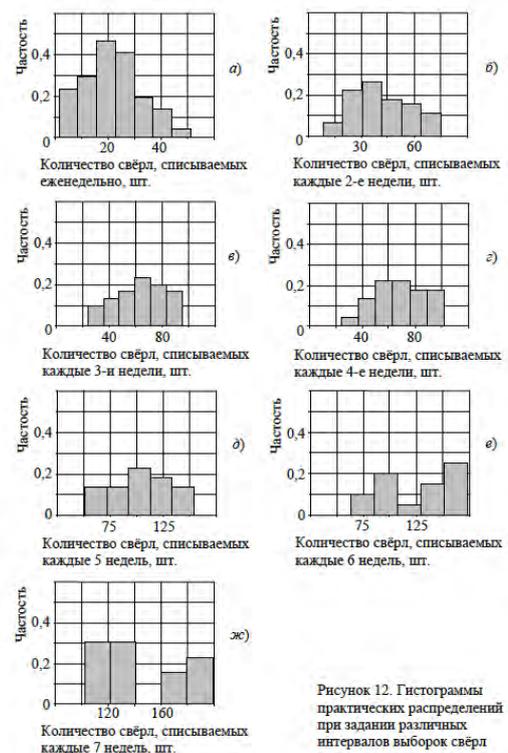


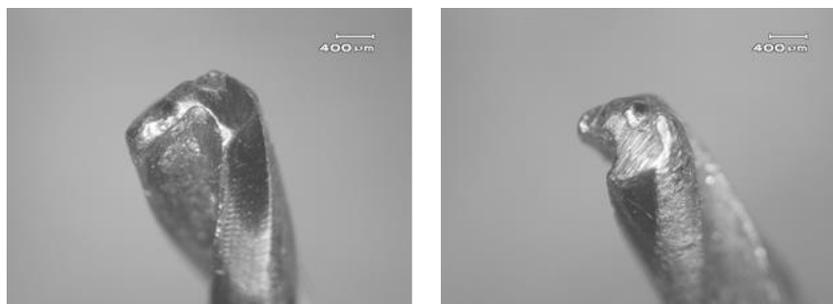
Рисунок 12. Гистограммы практических распределений при задании различных интервалов выборок сверл

Анализ этих гистограмм позволяет сделать вывод о том, что следует остановиться на интервале выборки в пять недель.

Согласно [1] третий этап мониторинга качества использования инструмента, позволяет наиболее надёжно указать причины возникновения тех или иных видов его отказов. Однако данный этап возможен лишь при наличии достаточного опыта экс-

плуатации инструмента, позволяющего увязать вид отказа с его причинами.

На рис. 13...16 представлены некоторые виды характерных отказов мелкоразмерных сверл.



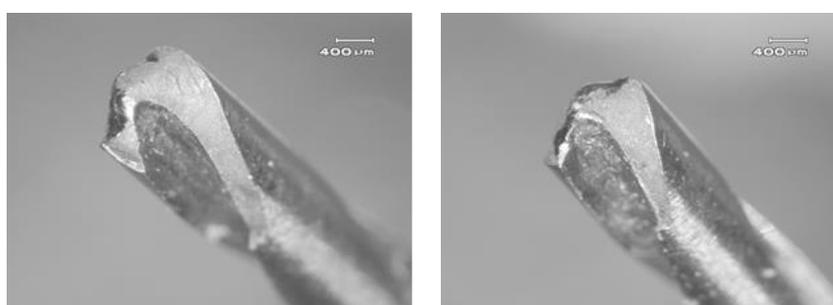
*а* *б*  
Рисунок 13. Сверло с износом режущей части



*а* *б*  
Рисунок 14. Сверло со сколом режущей части



*а* *б*  
Рисунок 15. Сверло со сколом режущей части



*а* *б*  
Рисунок 16. Поломка сверла

Анализ вида изношенных и вколотых списанных сверл показывает, что критерием съема ин-

струмента со станка является катастрофический износ сверл по главным задним поверхностям. Причем износ носит явно адгезионный характер (см. рис. 13 и 14) и сопровождается сколами.

Адгезионное схватывание обрабатываемого материала с задними поверхностями сверл настолько велико, что зачастую происходит выламывание спинки пера (см. рис. 14,15).

Проведенный анализ операции сверления контрольных отверстий по состоянию списанного инструмента позволил сделать ряд важных выводов.

1. Списанные мелкоразмерные сверла являются хорошим источником информации об условиях, в которых они эксплуатировались, а также о качестве самого инструмента.

2. Разбраковка списанных сверл по видам отказов и последующий анализ их количественных соотношений дает представление о качестве использования этого инструмента. Однако для однозначной оценки необходима разработка комплексного показателя.

3. Использование комплексного показателя подобного представленному в работе [2] невозможно из-за неоднозначной связи траб с длительностью эксплуатации мелкоразмерных сверл. Поэтому невозможна организация полноценного мониторинга за качеством эксплуатации данного инструмента. В

связи с изложенным для создания таких условий необходимо:

- либо значительно сократить количество поломок и сколов сверл,

- либо иметь дополнительный источник информации для оценки длительности эксплуатации этого инструмента.

4. Износ режущих кромок сверл носит адгезионный характер и происходит преимущественно по задним поверхностям. В связи с этим актуально осуществить необходимые исследования по определению условий, при которых данное явление будет сведено к нулю или минимизировано.

1. Пухальский П.В. «Мониторинг качества использования инструмента при эксплуатации». Вестник машиностроения, №1, 2009, с. 56-58.

2. Пухальский В.А. «Индекс качества использования режущего инструмента при эксплуатации». Вестник машиностроения №12, 2005, с. 34-36.

3. Бардасов С.А. Оптимальное число интервалов гистограммы. «Актуальное состояние и тенденции развития физико-математических наук и информационных технологий»: материалы международной заочной научно – практической конференции (25 сентября 2012 г)

<http://sibac.info/index.php/2009-07-01-10-21-16/3949-2012-10-02-03-28-12>

## АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ТРАЕКТОРИЙ ИННОВАЦИОННОГО РАЗВИТИЯ НА ОСНОВЕ СИНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОДХОДА

Р.И. Зайнетдинов<sup>1</sup>, И.В. Гадолина<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет путей сообщения, Москва, Россия; [zri7755@gmail.com](mailto:zri7755@gmail.com)

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

### Цель

Действия методом проб и ошибок, попытки управлять сложными переходными инновационными процессами и обновляемыми системами, не зная и/или не учитывая их свойств и не вполне понимая, в каком состоянии они находятся, не позволяют принимать эффективные управленческие решения и стабильно получать желаемые результаты. Новые возможности в совершенствовании инновационно-инвестиционной политики и управления открываются современными подходами, основанными на системном анализе и теории самоорганизующихся систем (синергетике). Предлагаемая синергетическая концепция управления инновационными процессами и сопряженными с ними инвестиционными потоками базируется на изучении, анализе и моделировании свойств и состояний переходных инновационно-инвестиционных процессов и обновляемых технологических систем.

### Методы и инструменты

Сложные процессы инновационного развития, происходящие в ходе разработки и внедрения инновационных технологий, видов продукции, услуг и бизнес-моделей, носят ярко выраженный нелинейный характер и сопровождаются необратимыми изменениями. Научно обоснованное управление, прогнозирование и планирование инновационных процессов должны опираться на современные математические модели и методы нелинейной динамики и синергетики. Ряд исследователей (Д.Сахал, А.Грюблер, М.Хироока и др.) ранее использовали подобные модели и методы для анализа инновационных процессов. В настоящей работе изучение, анализ и моделирование свойств инновационно-инвестиционных процессов основано на использовании информационно-энтропийного и мультифрактального подходов, а также вейвлетного анализа, что позволяет глубже понять природу динамики технико-экономического развития инновационных систем на основе универсальных закономерностей самоорганизации и самоподобия.

Рассмотрим инновационно-инвестиционный процесс развития открытой технологической системы. Такие системы в процессе своего обновления развиваются как открытые диссипативные устойчиво неравновесные системы, способные к самоорганизации [1]. Наличие материального, энергетического и информационного потоков (в качестве которых выступают

потоки инвестиций, патентной информации, кадров, оборудования и т.д.) от внешних источников к системе и их диссипация являются предпосылками активности обновляемой системы. Рассматриваемые самоорганизующиеся системы включают и профессиональные сообщества, а с психологических позиций сюда целесообразно добавить поток «мотивационной энергии», угасание которого приводит к снижению темпов роста научных знаний, истощению потока инноваций и постепенному разрушению интеллектуальной структуры, что подчеркивает диссипативный характер инновационных систем. Гомеостатические свойства профессионального сообщества определяются такими факторами, как научные школы и исторические традиции, система образования и учебники, которые обеспечивают преемственность и устойчивое развитие науки, техники и технологий. Эта модель открытой активной обновляемой системы вполне соответствует концепции открытых инноваций [2].

Важнейшей функцией состояния системы является энтропия. В открытых системах изменение энтропии можно разделить на сумму двух составляющих: поток энтропии, зависящий от процессов обмена с окружающей средой, и производство энтропии, обусловленное необратимыми процессами внутри самой системы [3]. Определенные стадии временной эволюции системы могут происходить при общем понижении энтропии. В соответствии с традиционной интерпретацией энтропии, как меры неупорядоченности системы, это означает, что в ходе эволюции разупорядоченность уменьшается за счет оттока энтропии, происходит самоорганизация, система эволюционирует к более сложной структуре. При этом могут возникать новые типы диссипативных структур, углубляться иерархия внутри системы и дифференциация подсистем, меняться структура и сложность. В устойчиво неравновесном состоянии положительное производство энтропии внутри системы компенсируется отрицательным потоком энтропии, т.е. притоком информации извне системы или с других её иерархических уровней.

Отличительной особенностью инновационно-инвестиционных процессов является то, что они сопровождаются необратимыми изменениями. Все реальные процессы в той или иной степени необратимы и неравновесны. Источником развития открытой системы является асимметрия потоков вещества, энергии и информации, т.е. наличие градиентов этих величин. В качестве критического элемента об-

новляемой системы рассмотрена локальная зона повышенного градиента определяющего параметра, лимитирующего режим работы всей обновляемой системы. Для анализа поведения такого критического элемента системы использована модель бистабильного элемента, обладающего двумя устойчивыми состояниями – старым и новым, в каждом из которых он может находиться достаточно долго. Внешние воздействия могут приводить к переходу критического элемента из одного состояния в другое. Чтобы вызвать этот переход, интенсивность воздействия должна превысить некоторый пороговый уровень. В зависимости от соотношения вероятностей  $P_0$  и  $P_1$  нахождения критического элемента в старом и новом состояниях соответственно, рассмотрены три характерных режима существования обновляемой системы: старый ( $P_0 > P_1$ ), переходный ( $P_0 = P_1$ ) и новый ( $P_0 < P_1$ ).

Проанализированы девять типовых траекторий приближения обновляемой технологической системы к аттракторам технологического развития, две из которых («Последовательность» и «Парусник») показаны на рис. 1–2. На рис. 2 линией 3 нанесена ожидаемая траектория в виде классической кривой, соответствующей модели Фишера-Прая за время с 1797 по 1845 гг., а линией 4 – траектория, построенная с учётом 31-летней задержки  $\Delta T$  замещения парусниками с 1845 до 1870-х гг., вызванной появлением быстроходных океанских парусных судов (клиперов).

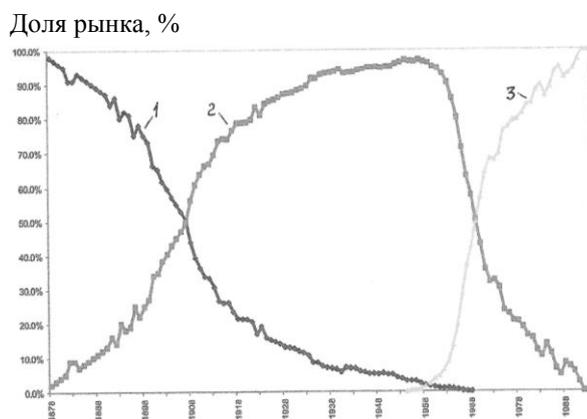


Рис. 1. Типовой пример 2 «Последовательность»: последовательное замещение технологий: бессемеровский (линия 1) – маргеновский (2) – кислородно-конвертерный процессы (3) производства стали в период  $T$  с 1878 по 1994 гг.

Построенное множество виртуальных технологических траекторий инновационного развития за период времени  $T$  отражает классические взгляды на технологические изменения, проявляющиеся во времени в виде последовательной смены поколений технологий с учётом типовых моделей их замещения. Переход с одной виртуальной траектории на другую связан с прохождением критической точки, которая является стохастическим аналогом точки бифуркации [5]. Такая бифуркация в зависимости от условий может привести обновляемую систему к новому стадио-

нарному состоянию, как в случае бинарного или последовательного замещения технологий (см. рис. 1), либо к довольно длительным (более 30 лет) колебаниям обновляемой системы между двумя почти равновероятными состояниями, соответствующими преобладанию той или иной из множества конкурирующих технологий, как в типовом примере «Парусник» (см. рис. 2).

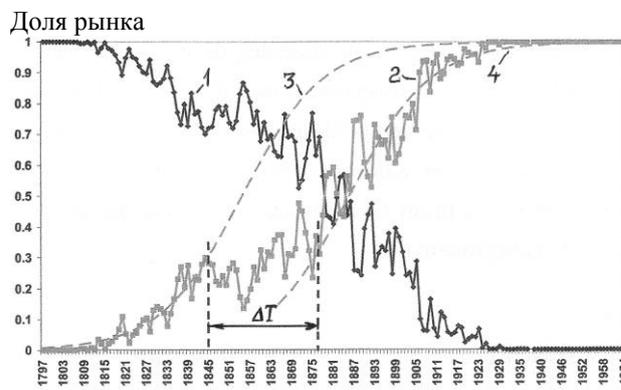


Рис. 2. Типовой пример 3 «Парусник»: задержка  $\Delta T$  из-за сильного сопротивления в процессе замещения технологии парусных судов (линия 1) пароходами (2) в период  $T$  с 1797 по 1964 гг.

Выявлена зависимость режима существования обновляемой системы и времени прохождения системной точки бифуркации от функции распределения случайного процесса внешних воздействий на систему, её входных потоков, например, инвестиционных и информационных потоков. Получены зависимости, связывающие режим существования обновляемой системы с изменением параметров случайного процесса на входе обновляемой системы. Целенаправленно изменяя параметры входных потоков (материального, энергетического и информационного), в качестве которых выступают потоки инвестиций, патентной информации, кадров, оборудования и т.д. от внешних источников к системе, мы имеем возможность оказывать влияние на время прохождения обновляемой системой критической точки бифуркации. Мы не можем предсказать, по какому именно пути пойдёт развитие обновляемой системы после прохождения точки бифуркации. Однако мы можем предсказать время прохождения системы через это состояние, характеризующее наиболее высокими рисками, когда целесообразно предпринять меры, способствующие скорейшему прохождению обновляемой системы через критическую точку и успешной адаптации системы к новому состоянию. Мы можем создать наиболее благоприятные условия для успешного прохождения обновляемой системой точки бифуркации в желаемом направлении, а также предпринять все возможные меры, чтобы направить обновляемую систему по желаемому благоприятному пути развития.

Потенциальные возможности, возникающие в момент бифуркации, притягивают развитие обновляемой системы, она самоорганизуется, совершенствуется

свою структуру, переходит на качественно новый уровень развития. Отсюда вытекает представление о том, что технологическое развитие определяется не столько начальными условиями, сколько будущими возможными состояниями, т.е. аттракторами технологического развития, к которым обновляемая технологическая система стремится после бифуркации. Под аттрактором понимается относительно устойчивое состояние обновляемой системы, притягивающее к себе множество траекторий технологического развития, потенциально возможных после прохождения системы критической точки бифуркации.

В докладе представлены эволюционные кривые изменения потока информационной энтропии в обновляемой системе при реализации последовательности инноваций. На первом интервале времени критический элемент обновляемой системы существует в старом режиме. В связи с этим поток информационной энтропии за время переходного процесса стабилизируется на уровне, соответствующем этому режиму, без прохождения точки бифуркации. Через определенный промежуток времени после перехода в новый режим существования обновляемая система проходит точку бифуркации, связанную с разрушением диссипативной структуры старого уровня. Претерпев скачок развития, обновляемая система выходит на эволюционную стадию развития, в течение которой происходит сравнительно медленная стабилизация потока информационной энтропии за счёт насыщения информацией до уровня, соответствующего новому режиму существования самоорганизующейся обновляемой системы. После успешного прохождения каскада бифуркаций энтропия по мере притока информации убывает, что означает соответствующее возрастание уровня организации обновляемой системы в процессе её инновационного развития. На каждом иерархическом уровне эволюции – цикле инновационного развития системы в конце процесса самоорганизации, когда «архитектура» обновляемой системы в основном определилась и наступает насыщение информацией, энтропийная кривая постепенно выпрямляется, отображая переход системы в эволюционную стадию своего инновационного развития.

Возрастание степени организации любой системы имеет свой предел, область насыщения, определяемые ограниченными возможностями накопления информации в данной структуре на данном иерархическом уровне – цикле развития обновляемой системы. Каждый переход обновляемой системы на другой иерархический уровень – новый цикл развития неизбежно проходит через критическую точку, являющуюся стохастическим аналогом точки бифуркации. Полученные математические выражения позволяют прогнозировать момент наступления критического состояния обновляемой системы в точке бифуркации и своевременно принять меры по повышению адаптационной способности системы и ускорению её приспособления к новым условиям существования.

Проведенный анализ изменения статистических характеристик (математического ожидания, дисперсии

и др.) определяющего параметра системы в новом масштабе времени (после инновации) свидетельствует, что на основе применения информационно-энтропийного критерия выявляются признаки, позволяющие делать выводы о завершении этапа адаптации и о приспособлении обновленной системы к новым условиям существования.

### Результаты и их обсуждение

На основе разработанной математической модели получена количественная картина временной эволюции системы, вызванной нововведениями, которая полностью согласуется с представлениями синергетики о качественных процессах самоорганизации неравновесных диссипативных систем. Предложенная модель и полученные математические зависимости позволяют на единой основе описать траекторию технологического развития системы, включая прохождение последовательности точек бифуркации (скачков развития) и эволюционных стадий развития на каждом иерархическом уровне. Переход на новый уровень развития идёт от беспорядка к порядку, через явления неустойчивости в точках бифуркации, где перед обновляемой системой открывается возможность перехода к одному из нескольких аттракторов технологического развития.

В этой связи ставится вопрос о целесообразности учёта и осмысленного анализа аттракторов и точек бифуркации на траекториях технологического развития. Возможность прогнозирования времени наступления точек бифуркации позволяет принимать эффективные управленческие решения и получать желаемые результаты в технологическом развитии предприятий, отраслей и страны в целом. В перспективе представляется целесообразным и возможным (при накоплении соответствующего опыта) достаточно слабыми внешними воздействиями на входные потоки направлять обновляемую систему по желательному пути развития.

1. Зайнетдинов Р.И. Моделирование свойств инноваций на основе энтропийного, мультифрактального и вейвлетного анализа // Управление инновациями 2009: Материалы международной научно-практической конференции. М.: ЛЕНАНД, 2009.
2. Чесбро Г. Открытые инновации / М.: Поколение, 2007.
3. Пригожин И. Введение в термодинамику необратимых процессов / М.: ИЛ, 1960.
4. Zainetdinov, R. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // Paradigms of Complexity. Fractals and Structures in the Science / Singapore: World Scientific, 2000.
5. Николис Г., Пригожин И. Познание сложного. М.: Мир, 1990.

## АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ СПОСОБ РАСЧЕТА ВЫСОТЫ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ АУСТЕНИТНЫХ, МАРТЕНСИТНЫХ И МАРТЕНСИТНО-ФЕРРИТНЫХ СТАЛЕЙ

Н.Г. Зайцева, А.С. Сергеев, А.Л. Плотников

Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия; [zaicevang@mail.ru](mailto:zaicevang@mail.ru)

### Цель

Разработка адекватной математической модели расчёта шероховатости обработанной поверхности труднообрабатываемых сталей на этапе проектирования технологического процесса токарной обработки на автоматизированном станочном оборудовании.

### Теоретические аспекты проблемы

В настоящее время применение систем автоматизированного проектирования (САПР) в производственных процессах механической обработки заготовок имеет довольно широкое распространение. В условиях серийного производства, активной смены номенклатур изделий и повышения качества изготавливаемой продукции, важно обеспечить гибкость переналадки всего оборудования и адаптацию автоматизированной станочной системы к изменению характера производства. Данная задача может быть решена за счет автоматизации проектирования технологического процесса на начальном этапе и создания гибридных станочных САПР, функционирующих по заранее заданным алгоритмам работы системы. Одной из подсистем работы такой САПР ТП может являться модуль расчета параметра шероховатости  $Ra$  при точении, встроенный в систему ЧПУ с целью получения оперативной информации о теплофизических свойствах каждой контактной пары. В основу работы модуля должна быть положена математическая модель расчета, обеспечивающая совпадение расчётного и фактического значения задаваемого параметра шероховатости в пределах обоснованного допуска. При анализе справочно-нормативной литературы по данному вопросу было обнаружено несколько формул для расчета величины параметра  $Ra$  для различных групп конструкционных сталей, преимущественно углеродистых. При механической обработке деталей из коррозионностойких и жаропрочных сталей, проблема обеспечения задаваемого параметра шероховатости обработанной поверхности этих групп сталей в части её автоматизированного расчёта в полной мере не решена. Коррозионностойкие стали традиционно относятся к классу труднообрабатываемых материалов, что связано со следующими причинами [1]:

- а) высокое упрочнение материала в процессе деформации резанием;
- б) малая теплопроводность обрабатываемого материала, приводящая к повышенной температуре

в зоне контакта, а следовательно, к активации явлений адгезии и диффузии, интенсивному схватыванию контактных поверхностей и разрушению режущей части инструмента;

в) способность сохранять исходную прочность и твердость при повышенных температурах, что приводит к высоким удельным нагрузкам на контактные поверхности инструмента в процессе резания;

г) большая истирающая способность, обусловленная наличием в сталях кроме фазы твердого раствора еще так называемой второй фазы, образующей интерметаллидные или карбидные включения, действующие на рабочие поверхности инструмента подобно абразиву, приводя к увеличенному износу;

д) пониженная виброустойчивость движения резания, обусловленная высокой упрочняемостью нержавеющей сталей при неравномерности протекания процесса их пластического деформирования.

Кроме того при анализе теплофизических свойств углеродистых и коррозионностойких сталей [2, 3] был выявлен различный характер изменения теплопроводности с изменением температуры – у углеродистых сталей теплопроводность уменьшается с ростом температуры при точении, а у коррозионно-стойких наоборот возрастает (рис.1).

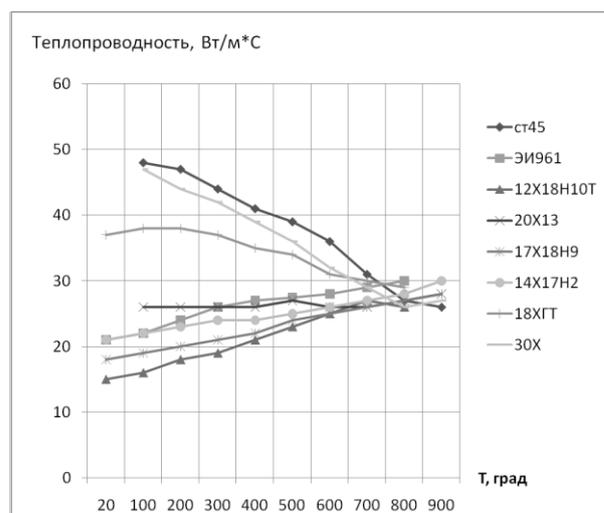


Рис. 1. График изменения теплопроводности сталей при изменении температуры [2, 3]

Однако, без экспериментальной проверки не стоит отрицать, что какая либо из математических зависимостей, имеющихся на сегодняшний день для различных групп конструкционных сталей может

обеспечить требуемую надежность расчета величины параметра шероховатости  $Ra$  и для коррозионностойких сталей. Был произведен расчет величины параметра  $Ra$  в диапазонах изменения скорости резания  $V = 80-100$  м/мин, подачи  $S = 0,09-0,15$  мм/об, при глубине резания  $t = 1$  мм, соответствующим условиям чистового точения. Расчеты сведены в табл. 1, для контактных пар:

- 1) Сталь аустенитного класса 03X18H9 – твердый сплав ВК8; режимы резания  $t = 1$  мм,  $V = 80$  м/мин,  $S = 0,15$  мм/об.
- 2) Сталь мартенситного класса 20X13 – твердый сплав ВК8; режимы резания  $t = 1$  мм,  $V = 100$  м/мин,  $S = 0,09$  мм/об.

3) Сталь мартенситно-ферритного класса 14X17H2 – твердый сплав Т5К10; режимы резания  $t = 1$  мм,  $V = 80$  м/мин,  $S = 0,11$  мм/об.

4) Сталь аустенитного класса 12X18H10Т – твердый сплав Т5К10; режимы резания  $t = 1$  мм,  $V = 100$  м/мин,  $S = 0,09$  мм/об.

5) Сталь мартенситно-ферритного класса ЭИ961 – твердый сплав Sandvik Coromant GC4225; режимы резания  $t = 1$  мм,  $V = 90$  м/мин,  $S = 0,09$  мм/об.

Геометрия режущей пластины постоянна:  $\varphi=75^\circ$ ,  $\varphi_1=15^\circ$ ,  $r=1,2$  мм,  $\alpha=5^\circ$ .

Таблица 1. Сравнение расчетных и опытных значений показателя  $Ra$

Значение $Ra$	Контактная пара «заготовка-резец»				
	03X18H9-ВК8	20X13-ВК8	14X17H2-Т5К10	12X18H10Т-Т5К10	ЭИ961-GC-4225
опытное $Ra_{оп}$ , мкм	3,2	2,6	3,0	3,3	3,3
расчетное $Ra$ по формуле источника [4], мкм / процент ошибки, %	2,4 / 25	1,8 / 30,8	2,0 / 33,7	1,8 / 45,5	1,8 / 39,1
расчетное $Ra$ по формуле источника [5], мкм / процент ошибки, %	0,43 / 86,6	0,31 / 88,1	0,38 / 87,5	0,31 / 90,6	0,33 / 90
расчетное $Ra$ по формуле источника [6], мкм / процент ошибки, %	0,57 / 82,2	0,38 / 85,4	0,46 / 84,9	0,38 / 88,5	0,7 / 78,8
расчетное $Ra$ по формуле источника [7], мкм / процент ошибки, %	2,3 / 28,1	1,98 / 23,8	1,82 / 40,3	1,72 / 47,9	1,70 / 48,5
расчетное $Ra$ по формуле источника [8], мкм / процент ошибки, %	5,8 / -81,3	4,9 / -88,5	5,0 / -63,9	4,9 / -48,5	4,7 / -41,5

Расчетные значения по формулам источников [4] и [7] наиболее близки к полученным величинам шероховатости по экспериментам в диапазоне скоростей  $V=80-100$  м/мин при точении сталей аустенитного, мартенситного и мартенситно-ферритного классов. Ошибка лежит в интервале 24-48%. Однако, проверка надежности использования данных формул в скоростном диапазоне точения  $V=10-40$  м/мин, при глубине резания  $t=1$  мм и подаче  $S=0,09-0,11$  мм/об на примере контактных пар ЭИ961-GC4225 и 14X17H2-Т5К10 (табл.1.1) показала, что погрешность расчета лежит в интервале 10-76%. Следовательно, формулы [4] и [7] показывают относительно надежный результат не во всем скоростном диапазоне (10-100 м/мин) ведения токарной обработки, что сужает область их применения.

В лаборатории кафедры «Автоматизация производственных процессов» Волгоградского государственного технического университета были проведены эксперименты по токарной обработке твердым сплавом коррозионностойких сталей. В процессе точения проводились замеры термоЭДС предварительного пробного прохода, как интегральной характеристики каждой сменной контактной пары [9] и величины шероховатости  $Ra$ . По итогам экспериментов было выявлено, что на скоростях резания  $V = 30-50$  м/мин, показатель шероховатости  $Ra$  достигал минимального значения, а с дальнейшим увеличением скорости резания  $V > 50$  м/мин, снова возрастал

(рис. 2). Этот факт связан с изменением порога хладноломкости обрабатываемых сталей, при котором характер разрушения из хрупкого переходит в вязкое [2].

Таблица 1.1. Сравнение расчетных и опытных значений показателя  $Ra$

Скорость резания $V$ , м/мин	Контактная пара «заготовка-резец»	
	ЭИ961- GC4225	14X17H2-Т5К10
	$Ra$ , мкм расчетное по [4] / $Ra$ , мкм опытное / процент ошибки, %	
10	2,05 / 5,4 / 62	2,29 / 5,9 / 61
20	1,97 / 3,3 / 40	2,2 / 2,42 / 10
30	1,92 / 2,8 / 31	2,14 / 1,84 / 16
40	1,89 / 2,58 / 26	2,11 / 3,1 / 32
	$Ra$ расчетное по источнику [7], мкм / $Ra$ опытное, мкм / процент ошибки, %	
10	1,30 / 5,4 / 76	1,48 / 5,9 / 75
20	1,47 / 3,3 / 55	1,59 / 2,19 / 27
30	1,52 / 2,8 / 45	1,65 / 1,84 / 10
40	1,57 / 2,58 / 39,1	1,70 / 3,1 / 45

Установлено, что интенсивность теплообмена инструмента и обрабатываемой заготовки зависит от их коэффициентов теплопроводности  $\lambda_{ин}$  и  $\lambda_3$  [4], отношение которых определяет коэффициент теплоусвоения контактной пары «инструмент – заготовка»- $m$ . Строго физически, это «неполный коэффициент теплоусвоения», но он даёт достаточную информацию о сочетании теплофизических свойств инструмента и заготовки. При смене марки твердо-

сплавного инструмента изменяется его теплопроводность. Количество тепла, усвоенного объемом срезаемого металла, определяет долю хрупкого и вязкого разрушения в механизме стружкообразования и оказывает влияние на механизм образования микронеровностей и количественное значение параметра шероховатости  $Ra$  через температурную

прочность металла. Чем ниже коэффициент теплопроводности инструментального материала, тем ниже интенсивность теплообмена, при этом большая концентрация тепловых потоков с интенсивным тепловыделением способствует возрастанию температуры в зоне резания.

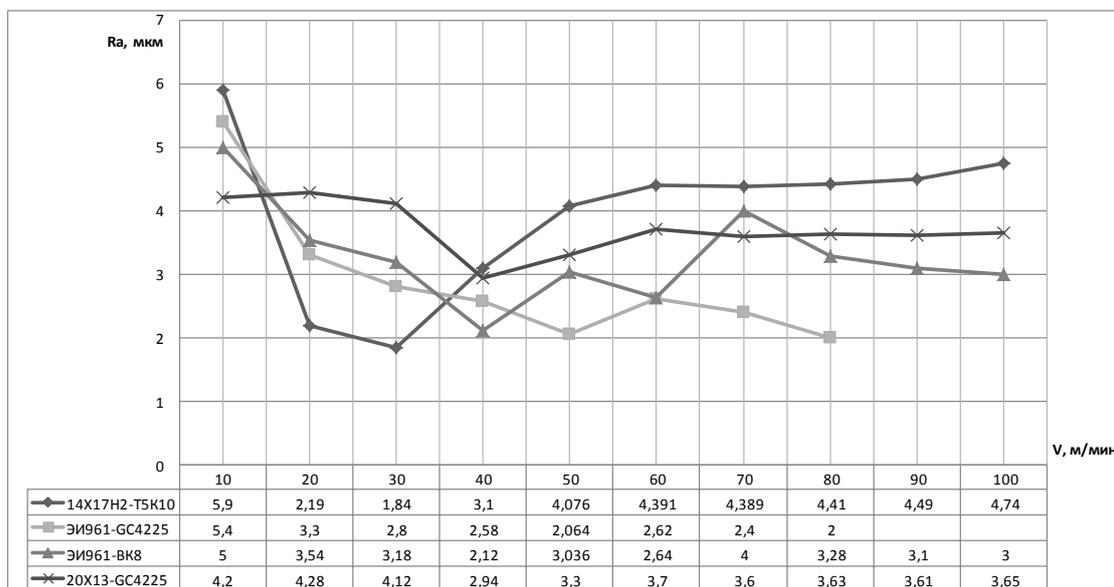


Рис. 2.

Изменение величины параметра шероховатости  $Ra$  от скорости резания при токарной обработке контактных пар: 14X17H2-Т5К10; ЭИ961-GC4225; ЭИ961-ВК8; 20X13-GC4225

Установлено, что коэффициент теплоусвоения связан с показателем термоЭДС пробного прохода контактной пары «инструмент – заготовка» (табл.2, \*по данным источника [3]). Он определяет характер распределения температуры в зоне резания ( $Q_1$ ) и влияет на показатели качества поверхностей при лезвийной обработке металлов (рис.3).

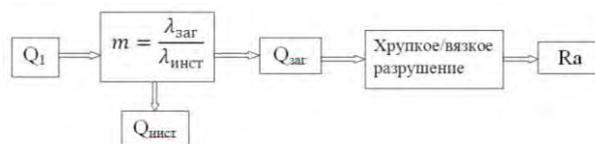


Рис. 3. Механизм образования микронеровности при точении

Таблица 2. Показатели теплопроводности инструмента, заготовки и термоЭДС предварительного пробного прохода

Марка инструмента	Теплопроводность $\lambda_i^*$ , $\frac{Вт}{м \cdot К}$	Теплопроводность стали 20X13 $\lambda_z^*$ , $\frac{Вт}{м \cdot К}$	Неполный коэффициент теплоусвоения $m = \frac{\lambda_z}{\lambda_u}$	ТермоЭДС пробного прохода $E$ , мВ $V = 100$ м/мин, $S = 0,1$ мм/об, $t = 1$ мм	Шероховатость поверхности $Ra$ , мкм
ВК8	52	26	0,5	24,1	2,57
Т5К10	38		0,7	19,3	3,04
Т15К6	27		0,9	16,2	3,47

Таким образом, в дополнение к существующим методам расчёта, альтернативным вариантом прогнозирования шероховатости обработанной поверхности заготовок из коррозионностойких сталей на различных режимах резания предложено использовать метод, в основе которого заложен диагностический параметр  $E$  (термоЭДС пробного прохода), отражающий теплофизические свойства каждой контактной пары «инструмент – заготовка».

### Методика экспериментального исследования

Экспериментальные исследования проводились на токарном патронно-центровом станке с ЧПУ модели 16К20Ф3. В ходе выполнения экспериментальных исследований сигнал термоЭДС пробного прохода использовался не как информация о температуре резания, а как информация о свойствах каждой контактной пары [10]. Режимы пробного прохода, постоянные для всех контактных пар ( $V = 100$  м/мин;  $S = 0,1$  мм/об,  $t = 1$  мм)

В качестве прибора для регистрации сигнала

термоЭДС использовался цифровой осциллограф Velleman модели PCS500 с частотой дискретизации измеряемого сигнала 0,001...50 МГц, совместимый с персональным компьютером через LPT порт. Сигнал термоЭДС фиксировался на участке электрической цепи, образуемой при замыкании участка на шпинделе станка, с помощью сухого токосъемника скользящего типа с механическим поджатием электрических контактов, и на изолированной инструментальной оправке [10].

Профилограммы микронеровностей обработанных поверхностей и значения показателя шероховатости после токарных операций регистрировались с помощью профилографа-профилометра «АБРИС – ПМ 7» – преобразователь первичный по ГОСТ 19300 – 86, степень

точности 1.

Эксперименты проводились при токарной обработке твердым сплавом титано-вольфрамо-кобальтовой (Т5К10, Т15К6) и вольфрамо-кобальтовой (ВК6, ВК8) групп, а также твердым сплавом Sandvik Coromant GC-4225, коррозионно-стойких сталей мартенситного и мартенситно-ферритного классов (20Х13, 14Х17Н2, ЭИ-961).

Методика построена на основе использования регрессионного анализа, в качестве математических спецификаций были выбраны полиномиальная, степенная и показательная модель [11].

В табл. 3 приведены факторы и уровни факторов для составления плана эксперимента.

Таблица 3. Уровни факторов и интервалы варьирования

Факторы	Обозначение	Единица измерения	Уровни факторов			Интервал варьирования
			-1	0	+1	
Получистовая обработка						
ТермоЭДС пробного прохода пары «инструмент – заготовка»	$E$	мВ	15,5	20,5	25,5	5,0
Глубина резания	$t$	мм	0,5	1,0	1,5	0,5
Подача на оборот	$S$	мм/об	0,09	0,15	0,21	0,06
Скорость резания	$V$	м/мин	40	80	120	40
Чистовая обработка						
ТермоЭДС пробного прохода пары «инструмент – заготовка»	$E$	мВ	15,5	20,5	25,5	5,0
Глубина резания	$t$	мм	0,5	1,0	1,5	0,5
Подача на оборот	$S$	мм/об	0,09	0,15	0,21	0,06
Скорость резания	$V$	м/мин	10	25	40	15

Технологические режимы получистовой и чистовой токарной обработки выбирались в соответствии со справочником [4] и с учетом особенностей изменения теплопроводности коррозионно-стойких сталей с изменением температуры в зоне резания. Как показали экспериментальные данные (рис. 2) требуемый показатель шероховатости поверхности, например,  $Ra = 3,5$  мкм при обработке стали ЭИ961 твердым сплавом ВК8, может быть обеспечен на двух скоростях резания  $V_1 = 20$  м/мин и  $V_2 = 65$  м/мин. В первом случае технологом может решаться задача обеспечения стойкости режущего инструмента, а во втором производительность механообработки с обеспечением требуемого параметра шероховатости. Учитывая характер влияния скорости резания на величину  $Ra$ , диапазон скоростей от 10 до 40 м/мин можно условно отнести к чистовым режимам, а диапазон от 40 до 120 м/мин к получистовым режимам обработки коррозионно-стойких сталей. Для оценки точности моделирования процесса по трем математическим моделям, в табл. 4 приведены сводные результаты сравнения

регрессионных моделей при получистовой и чистовой токарной обработке. Наиболее эффективной стоит считать степенную модель, поскольку средняя относительная ошибка расчета параметра шероховатости  $R_a$  по ней минимальна.

Результатом экспериментальных исследований по разработке математического обеспечения модулей САПР ТП являются математические модели расчета параметра шероховатости  $R_a$  обработанной поверхности при точении коррозионно-стойких сталей твердым сплавом [12]:

1. В диапазоне скоростей резания от 40 до 100 м/мин:

$$Ra = 10,8 \cdot \frac{t^{0,7} \cdot s^{0,239} \cdot V^{0,322}}{E^{0,756}}, \text{ мкм.} \quad (1)$$

2. В диапазоне скоростей резания от 10 до 40 м/мин:

$$Ra = 109 \cdot \frac{t^{0,189} \cdot s^{0,279}}{E^{0,647} \cdot V^{0,298}}, \text{ мкм;} \quad (2)$$

где  $E$  – значение термоЭДС пробного прохода контактной пары «инструмент – заготовка»,

$mB$ ;  $t$  – глубина резания, мм;  $S$  – подача, мм/об;  $V$  – скорость резания, м/мин. Результаты проверочных расчетов по формулам (1) и (2) приведены в

табл. 5. Процент ошибки укладывается в диапазон 0,6 – 9,3 %.

Таблица 4. Сравнение регрессионных моделей при получистовом и чистовом точении

Оцениваемый параметр	Спецификация модели		
	Линейная	Степенная	Показательная
Получистовая обработка			
Достоверность модели, %	99,7	99,7	99,7
Табличное значение $F$ -критерия	1,448	2,014	2,014
Расчетное значение $f$ -критерия ( $f^*=f''$ )	2,593	2,749	2,548
Адекватность модели	адекватна	адекватна	адекватна
Максимальная относительная погрешность, %	58,33 %	28,52 %	32,06 %
Средняя относительная погрешность, %	11,58 %	9,31 %	9,65 %
Чистовая обработка			
Достоверность модели, %	99,7	99,7	99,7
Табличное значение $F$ -критерия	1,448	2,014	2,014
Расчетное значение $f$ -критерия ( $f^*=f''$ )	2,535	2,961	3,012
Адекватность модели	адекватна	адекватна	адекватна
Максимальная относительная погрешность, %	25,2 %	25,53 %	29,97 %
Средняя относительная погрешность, %	8,1 %	6,82 %	6,94 %

Таблица 5. Сравнение расчетных по формулам (1), (2) и опытных значений параметра шероховатости  $Ra$

Контактная пара (режимы резания)	Значение параметра $Ra$			Процент ошибки, %
	расчетное по (1) $Ra_{расч}$ , мкм	расчетное по (2) $Ra_{расч}$ , мкм	опытное $Ra_{оп}$ , мкм	
03X18H9-BK8 ( $t=1$ мм, $S=0,15$ мм/об, $V=80$ м/мин, $E=17,4$ мВ)	3,25	-	3,2	1,5
20X13-BK8 ( $t=1$ мм, $S=0,09$ мм/об, $V=100$ м/мин, $E=23,6$ мВ)	2,45	-	2,6	5,7
14X17H2-T5K10 ( $t=1$ мм, $S=0,11$ мм/об, $V=80$ м/мин, $E=18$ мВ)	2,94	-	3,05	3,6
12X18H10T-T5K10 ( $t=1$ мм, $S=0,09$ мм/об, $V=100$ м/мин, $E=15,9$ мВ)	3,31	-	3,33	0,6
ЭИ961-GC4225 ( $t=1$ мм, $S=0,09$ мм/об, $V=90$ м/мин, $E=3,7$ мВ)	2,85	-	2,96	3,7
14X17H2-T5K10 ( $t=1$ мм, $S=0,11$ мм/об, $V=40$ м/мин, $E=18,0$ мВ)	-	3,02	3,09	2,3
ЭИ961-GC4225 ( $t=1$ мм, $S=0,09$ мм/об, $V=30$ м/мин, $E=18,5$ мВ)	-	3,06	2,80	9,3
12X18H10T-T5K10 ( $t=1$ мм, $S=0,09$ мм/об, $V=40$ м/мин, $E=15,9$ мВ)	-	2,90	3,10	6,4

## Выводы

Имеющиеся на сегодняшний день математические зависимости по определению шероховатости поверхности не дают возможности точной оценки  $Ra$  во всем диапазоне применяемых скоростей при обработке коррозионностойких сталей аустенитной, мартенситной и мартенситно-ферритной групп. Метод использования сигнала термоЭДС пробного прохода позволяет с погрешностью, не превышающей 10%, прогнозировать шероховатость обработанной поверхности в разделенном скоростном диапазоне 10 – 100 м/мин в условиях чистового и получистового точения.

На базе уточненных математических моделей могут быть разработаны алгоритмы автоматизированного расчета параметра шероховатости  $Ra$  при точении заготовок из этих групп сталей твердосплавным инструментом различных марок.

1. Подураев, В. Н. Резание труднообрабатываемых материалов: учеб. пособие для вузов. М.: Высшая школа, 1974. 587 с.
2. Гуляев, А. П. Металловедение. А. П. Гуляев. М.: Металлургия, 1977. 648 с.
3. Сталь и сплавы. Марочник: справочник / под ред. В. Г. Сорокина, М. А. Гервасьева. М.: Интернет инжиниринг, 2001. 608 с.
4. Справочник технолога-машиностроителя. В 2 т. Т.1 / под ред. А. М. Дальского и др., М.: Машиностроение 1, 2003, 912 с.

5. Технологический расчет шероховатости поверхностей и производительности обработки деталей судового машиностроения / С.П. Семенов // Труды Ленинградского кораблестроительного института. 1959. вып. 27. с. 139 – 150.
6. Демкин, Н. Б. Качество поверхности и контакт деталей. М.: Машиностроение, 1981. – 244 с.
7. Математическая модель формирования шероховатости обработанной поверхности при точении с опережающим пластическим деформированием коррозионно-стойких сталей / А. Р. Ингеманссон, Н. Г. Зайцева, Ю. Л. Чигиринский, Д. В. Крайнев // Металлообработка. 2012. № 1. С. 11-15.
8. Jing Ying Zhang, Y. Liang Steven Process Optimization of Finish Turning of Hardened Steels // Materials and Manufacturing Processes. 2007. № 22. P.107-113.
9. Пат. 2492968 РФ, МПК В23В25/06. Способ определения параметра шероховатости на токарных станках с ЧПУ при получистовой и чистовой обработке металла твердосплавным инструментом / Плотников А.Л., Сергеев А.С., Зайцева Н.Г.; ВолГТУ. - 2013.
10. Плотников, А. Л., Таубе А. О. Управление режимами резания на токарных станках с ЧПУ; ВолГТУ. Волгоград: Политехник, 2003. 184 с.
11. Стохастическое моделирование в машиностроении: учеб. пособие / Ю. Л. Чигиринский, Н. В. Чигиринская, Ю. М. Быков; ВолГТУ. Волгоград: Политехник, 2002. 68 с.
12. Свид. о гос. регистрации программы для ЭВМ № 2013618267 от 4 сентября 2013 г. РФ, МПК (нет). Расчёт величины среднего арифметического отклонения профиля обработанной поверхности при точении коррозионностойких сталей твердосплавным инструментом / Зайцева Н.Г., Сергеев А.С., Плотников А.Л.; ВолГТУ. - 2013.

## ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ РОБОТИЗИРОВАННОГО КОМПЛЕКСА - СТАНА ДЛЯ РАСКАТКИ ЖАРОПРОЧНЫХ ДИСКОВ В УСЛОВИЯХ СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ.

Ибрагимов А.Р.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия, ibragim-msk@yandex.ru

Особенностью роботизированного комплекса по производству дисков из жаропрочных сплавов методом пластической деформации в условиях сверхпластичности является управление инструментом, с целью корректировки положения и скорости инструмента на основании данных получаемой формы заготовки.

Такой подход к решению задачи получения раскатанных дисков как можно более близких по форме к готовому изделию позволяет не только повысить точность продукции, но и обеспечить большую устойчивость процесса пластической деформации. За счет внесения конструктивных изменений в узлы раскатного ролика стана для раскатки диска стало возможным увеличить усилия деформации.

В предыдущем поколении оборудования для раскатки дисков перемещение инструмента производилось согласно программе соответствующей заданному профилю. При таком подходе инструмент требовалось установить с максимальной точностью относительно заданных баз. Сначала рассматривалась конструкция раскатного ролика в ближней опоре к деформирующему инструменту с учетом использования конического роликоподшипника (рисунок 1). При этом обеспечение заданных параметров раскатки (усилия, скорость) дисков из титановых сплавов выполнялось.

Однако, в случае раскатки дисков из никелевых сплавов, необходимо учитывать следующие факторы. Во-первых, деформирование никелевых сплавов требует большего давления инструмента на металл, и как следствие, больших силовых воздействий со стороны приводов, при обеспечении заданного режима деформирования. Во-вторых, раскатка никелевых сплавов производится при большей температуре. Таким образом, новые условия раскатки обуславливают повышение упругих деформаций раскатной головки. Следует принять во внимание, что увеличение упругого прогиба инструмента в условиях неконтролируемой величины наплыва металла приводит как к снижению точности геометрических размеров диска, так и нестабильной величине усилия раскатки. Кроме того, конструкция с коническим роликоподшипником раскатного ролика имеет жесткие ограничения по величине прогиба вала. Это позволяет сделать вывод о недостаточной надежности использования в стане конического

роликоподшипника при деформировании никелевых сплавов.

Таким образом, разработанная конструкция раскатной головки получила взамен опоры с коническим роликоподшипником опору со сферическим двухрядным подшипником (рисунок 2). Такое решение обеспечивает работу раскатного ролика при большем упругом прогибе, что позволяет при сохранении основных габаритов инструмента получить значительное увеличение силовых параметров стана. Точность позиционирования инструмента обеспечивается системой контроля реального профиля получаемого в процессе деформации изделия. То есть, конструкторское решение в совокупности с системой управления процессом раскатки позволяет отказаться от максимально точного предварительного позиционирования инструмента, посредством опоры повышенной жесткости в пользу опоры, обладающей большей силовой характеристикой.

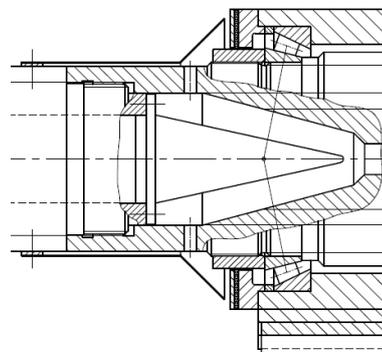


Рис. 1. Исходная конструкция опоры ролика.

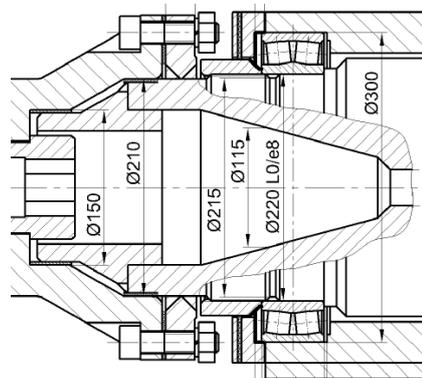


Рис. 2. Измененная конструкция опоры ролика.

## РАВНОКАНАЛЬНОЕ УГЛОВОЕ ПРЕССОВАНИЕ И КРУЧЕНИЕ ПОД ВЫСОКИМ ДАВЛЕНИЕМ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ

А.М. Иванов, А.А. Платонов

ФГБУН «Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова СО РАН», Якутск, Россия;  
a.m.ivanov@iptpn.ysn.ru

### Введение

Как известно, подвергающиеся мегапластическим деформациям металлические сплавы претерпевают изменения в структуре, в некоторых случаях в фазовом составе, физико-механических свойств. Деформации большой степени в металлических материалах обеспечиваются методами интенсивной пластической (мегапластической) деформации, такими как кручение под высоким давлением (КВД), равноканальным угловым прессованием (РКУП) и некоторыми другими [1, 2]. Одним из условий проявления таких изменений в материалах является реализация мегапластической деформации [2,3].

Различные фазы и структуры имеют разные механические и физические характеристики, поэтому изменение структуры и фазового состава влечет за собой изменение физико-механических свойств сталей. На характер формирующейся при ИПД структуры влияют исходное состояние материала и режимы обработки. Изменение микроstructures в процессе ИПД и её влияние на механические характеристики для чистых металлов и некоторых сплавов изучены достаточно полно. Закономерности фазовых превращений при ИПД рассмотрены в основном для алюминиевых сплавов [4], ферритных, аустенитных, перлитных, мартенситных и феррито-перлитных [5] сталей и других сплавов в большинстве случаев при кручении под высоким квазигидростатическим давлением [6]. Так, например, в [6] показано, что крупнозернистая инструментальная сталь У12, имеющая после нормализации перлитную структуру, в наноструктурном состоянии после ИПД, имеет структуру бесцементитного твердого раствора. Это объясняется растворением углерода в ферритной матрице или в зернограницной фазе. Исследование влияния исходного структурного состояния на формирование наноразмерной структуры в низкоуглеродистых сталях 09Г2С и 10Г2ФТ при кручении под гидростатическим давлением выполнено в [7]. Возможные механизмы фазовых превращений в процессе больших пластических деформаций при кручении под давлением аустенитной стали 17Cr-14Ni-2Mo рассмотрены в [8].

Существенное измельчение структуры металлов и сплавов при КВД наблюдается при деформации уже в пол- или один полный оборот, но для получения однородной микроstructures со средним размером зерна  $\leq 100$  нм необходима де-

формация в несколько оборотов. Для КВД характерен относительно небольшой размер (диаметр порядка 10-20 мм, толщина 1 мм) обрабатываемых образцов, что в определенной степени ограничивает практическое применение данного метода. Пример КВД более крупных заготовок и возможность изготовления из них сменных лезвий для хирургических скальпелей из наноструктурированного титанового сплава представлен в [9]. Кручению под высоким давлением обычно подвергают пластичные металлические материалы, поскольку в противном случае вероятность разрушения высока. В связи с этим исследование возможности мегапластической деформации кручением под высоким давлением предварительно упрочненных сталей представляет научный интерес.

В настоящей работе проведен фазовый анализ и определена плотность дислокаций в образцах-дисках из низкоуглеродистой стали ВСтЗсп, подвергнутых кручению под высоким давлением в состоянии поставки, после закалки, а также РКУП.

### Материал и методика исследования

Исследуемый материал – низкоуглеродистая сталь ВСтЗсп (в % – 0,17 С, 0,2 % Si, 0,54 % Mn, 0,14 % Cr, 0,14 % Ni и 0,25 % Cu, остальное Fe). Химический анализ стали проведен на атомно-эмиссионном спектрометре «Foundry-Master» фирмы «Worldwide Analytical Systems AG (WAS AG)». Исходная микроstructure стали феррито-перлитная.

На первом этапе партия заготовок из стали ВСтЗсп размером  $\varnothing 20 \times 100$  мм была подвергнута закалке в воде от температуры 1153 К, остальная часть – РКУП в  $n=4$  прохода по маршрутам  $B_C$  (поворот заготовки относительно её продольной оси перед каждым последующим циклом прессования на угол  $90^\circ$ ) и  $C$  (поворот заготовки на угол  $180^\circ$ ) при угле пересечения каналов  $120^\circ$  и температуре 673 К. РКУП заготовок выполнялся с помощью гидравлического пресса «ПСУ 125» типа ЗИМ с максимальным усилием 1250 кН с использованием специальной оснастки с углом пересечения каналов  $120^\circ$ .

Затем из обработанных заготовок вырезали диски  $\varnothing 10$  мм и толщиной 1,1 мм и подвергали кручению в  $N=0,5$  и 4 оборота со скоростью 1 оборот/мин в специальном устройстве под давлени-

ем с помощью пресса<sup>1</sup> при температуре 293 К. Образец помещался внутрь полости, выполненной в нижнем бойке, и к нему прилагалось гидростатическое давление величиной 6 ГПа. Пластическая деформация кручением образца осуществляется за счет вращения нижнего бойка.

Рентгеноструктурные исследования осуществляли с помощью дифрактометра «ДРОН-3М». Рентгенограммы получены при  $U = 30$  кВ и  $I = 20$  мА с использованием рентгеновской трубки с медным анодом ( $\lambda_{Cu\alpha} = 1,541 \text{ \AA}$ ). Сканирование дифракционной картины проводили в диапазоне  $2\theta = 80 \div 85^\circ$  с шагом  $\Delta\theta = 0,02^\circ$  и скоростью  $0,25^\circ/\text{мин}$ . Методами рентгеновской дифракции определены изменения плотности дислокаций в зависимости от способов упрочнения. Плотность дислокаций определяли из анализа уширения дифракционных профилей линий [10, 11]. С помощью дифрактометра ДРОН-3М записывались рентгенографические профили линий и определялся фазовый состав.

### Результаты исследований и их обсуждение

В результате КВД получили диски толщиной  $\sim 0,15\text{--}0,20$  мм (рис. 1). С упрочнением стали закономерно наблюдается повышение плотности дислокаций (табл. 1), причем и в центральной части дисков-образцов. На расстоянии 3 мм от центра диска плотность дислокаций примерно на 10% выше, чем в центре. Измельчение структуры происходит как в центре, так и на периферии деформированного диска. Измельчение структуры и увеличение плотности дислокаций свидетельствуют о протекании мегапластической деформации в стали. Видно, что изменение плотности дислокаций более заметно по мере увеличения циклов ИПД, например КВД в 4 оборота обеспечивает увеличение плотности дислокаций в 1,65 раз больше, чем КВД в 0,5 оборотов. ТО почти не оказывает влияния на изменение плотности дислокаций по сравнению с КВД. С увеличением числа оборотов бойка плотность дислокаций в стали значительно повышается.

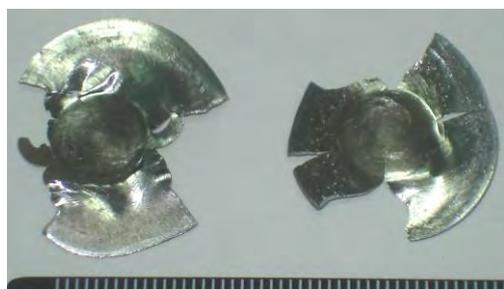


Рис. 1. Образцы из стали ВСт3сп после КВД

<sup>1</sup> Кручение дисков под высоким давлением выполнено на оборудовании инновационном научно-технологическом центре «Искра» (г. Уфа).

Таблица 1. Плотность дислокаций в стали ВСт3сп

№	Режим обработки <sup>1</sup>	(hkl)	$\rho_{cp} \times 10^{13}, \text{ м}^{-2}$
1	Состояние поставки – без ТО и ДО	(211)	0,084
2	Состояние поставки → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ ). Измер. в центре диска <sup>2</sup> .	(211)	2,511
3	Состояние поставки → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=4$ )	(211)	4,138
4	Закалка → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ )	(211)	2,285
5	Закалка → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=4$ )	(211)	4,284
6	РКУП ( $B_C$ , 673 К, $n=4$ ) → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ )	(211)	8,721
7	РКУП ( $B_C$ , 673 К, $n=4$ ) → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=4$ )	(211)	10,932
8	РКУП ( $C$ , 673 К, $n=4$ ) → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ ).	(211)	9,002
9	РКУП ( $C$ , 673 К, $n=4$ ) → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ ). В 1,5 мм от центра диска.	(211)	9,021
10	РКУП ( $C$ , 673 К, $n=4$ ) → КВД ( $p=6$ ГПа, $N=1/2$ ). В 3 мм от центра диска.	(211)	9,874

Примечание. <sup>1</sup>ТО – термическая обработка; ДО – деформационная обработка. <sup>2</sup>Для режимов 2-8.

Данные по фазовому составу приведены в табл. 2. Как известно, для исходного материала присущи характерные фазы:  $\alpha$ -железо – Fe, карбид железа (цементит) –  $\text{Fe}_3\text{C}$  и оксид марганца (пирролизит) –  $\text{MnO}_2$ . Фазовый анализ показал отсутствие некоторых составляющих исходного материала в образцах с РКУП и КВД. Так пропадают линии карбида железа  $\text{Fe}_3\text{C}$  во всех образцах кроме образцов с закалкой. При тех же режимах отсутствует интерметаллическое соединение  $\text{FeMn}_3$ , а  $\text{FeCr}$  сохраняется. При высоких степенях пластической деформации (КВД в  $N=4$  оборота, КВД в сочетании с РКУП по маршруту  $B_C$ ) интерметаллическое соединение  $\text{FeSi}$  не обнаружено (режимы №№3, 5, 6 и 7). Оксид марганца  $\text{MnO}_2$  сохраняется во всех режимах.

### Заключение

Показана возможность кручения под давлением упрочненной закалкой и равноканальным угловым прессованием стали ВСт3сп. Комбинирование методов интенсивной пластической деформации (равноканального углового прессования и кручения под высоким давлением) обеспечивает существенное повышение плотности дислокаций, а значит и прочностных характеристик стали, при этом равноканальное угловое прессование по маршруту  $C$  в сочетании с кручением под давлением обеспечивает более высокие прочностные показатели, чем в случае маршрута  $B_C$ . В стали ВСт3сп при всех режимах обработки, кроме обработки с закалкой, карбид железа  $\text{Fe}_3\text{C}$  и интерметаллическое соединение  $\text{FeMn}_3$  не обнаружены. Комбинирование методов интенсивной пластиче-

ской деформации, таких как равноканальное угловое прессование и кручение под высоким давлением, может стать основой для разработки технологий упрочнения металлических материалов.

Работа выполнена при финансовой поддержке проекта П.28.1.1 программы П.28.11 СО РАН и проекта 25.7 программы Президиума РАН 25.

Таблица 2. Рентгеновский фазовый анализ стали ВСтЗсп после упрочнения

№№ режимов	Элементы и их соединения						
	Fe	Fe <sub>3</sub> C	FeMn <sub>3</sub>	FeSi	FeCr	MnC <sub>3</sub>	MnO <sub>2</sub>
2	+	+	+	+	+	+	+
3	+	-	-	-	+	+	+
4	+	+	+	+	+	+	+
5	+	+	+	-	+	-	+
6	+	-	-	-	+	+	+
7	+	-	-	-	+	+	+
8	+	-	-	+	+	-	+
10	+	-	-	+	+	-	+

Примечание. Знаками «+» и «-» обозначено присутствие и отсутствие элемента или соединения.

1. Сегал В.М., Резников В.И., Копылов В.И., Павлик Д.А., Малышев В.Ф. Процессы пластического структурообразования металлов. Минск: Наука і тэхніка, 1994. 231 с.
2. Валиев Р.З., Александров И.В. Объемные наноструктурные металлические материалы: получение, структура и свойства. М.: Академкнига, 2007. 398 с.
3. Глезер А.М., Пермякова И.Е. Нанокристаллы, закаленные из расплава. М.: Физматлит, 2012. 360 с.
4. Бродова И.Г., Ширинкина И.Г., Антонова О.В. Фазовые и структурные превращения в Al-Cr-Zr сплаве после быстрой закалки расплава и сдвига под давлением // Физика металлов и металловедение. Т. 104. № 3. С. 294–301.
5. Добаткин С.В. Особенности наноструктурных сталей и возможности их применения // Третья Всероссийская конференция по наноматериалам «НАНО 2009» (Екатеринбург, 20–24 апреля 2009 г.). – Екатеринбург: Уральское изд., 2009. С. 710.
6. Korznikov A.V., Ivanisenko Yu.V., Laptionok D.V. et al. Influence of severe plastic deformation on structure and phase composition of carbon steel // NanoStructured Materials. 1994. Vol. 4. No 2. P. 159–167.
7. Добаткин С.В., Шагалина С.В., Слепцов О.И., Красильников Н.А. Влияние исходного состояния низкоуглеродистых сталей на формирование наноразмерной структуры при пластической деформации кручением с большими степенями и давлением // Металлы. 2006. №5. С. 95–104.
8. Литовченко И.Ю., Тюменцев А.Н., Шевченко Н.В., Корзников А.В. Эволюция структурно-фазовых состояний при больших пластических деформациях аустенитной стали 17Cr-14Ni-2Mo // Физика металлов и металловедение. 2011. Т. 112. №4. С. 436–448.
9. Валиев Р.З., Гундеров Д.В., Мурашкин М.Ю., Семенова И.П. Объемные наноструктурные металлы и сплавы с уникальными механическими свойствами для перспективных применений // Вестник УГАТУ. 2006. Т. 7. №3 (16). С. 23–24.
10. Кривоглаз М.А. Теория рассеяния рентгеновских лучей и тепловых нейтронов реальными кристаллами. М.: Наука, 1967. 336 с.
11. Горелик С.С., Скаков Ю.А., Расторгуев Л.Н. Рентгенографический и электроннооптический анализ. М.: МИСиС, 2002. 360 с.

## ЛАБОРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ЛИНЕЙНОЙ (ВИБРАЦИОННОЙ) СВАРКИ ТРЕНИЕМ

Р.М. Кашаев, А.М. Хуснуллин

Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, г. Уфа, Россия; [rishat@kashaev.ru](mailto:rishat@kashaev.ru)

Известно, что сварка трением, при которой разогрев прижатых друг к другу свариваемых поверхностей происходит за счет вращения одной из деталей относительно другой, широко применяется в различных отраслях промышленности, главным образом, для соединения осесимметричных деталей. При линейной (вибрационной) сварке трением подвижной детали сообщается возвратно-поступательное движение с определенной частотой и амплитудой, что позволяет осуществлять соединение деталей произвольного профиля сечения. Однако эта разновидность сварки трением не нашла пока широкого промышленного применения, в отличие от ротационной сварки трением, для которой создана целая серия специализированных машин. Проблема создания машин для линейной сварки трением связана, прежде всего, со сложностью реализации линейных (возвратно-поступательных) колебаний (вибрации) подвижной свариваемой детали с заданной частотой и амплитудой. Поэтому основным узлом машины является привод линейных колебаний или вибрации.

В ИПСМ РАН разработана и на базе сервогидравлической испытательной машины на усталость Schenck реализована лабораторная установка линейной сварки трением. Гидравлический привод обладает исключительными силовыми характеристиками, а также быстродействием, позволяющим обеспечивать заданное воздействие с большой частотой, широкий диапазон регулирования, а также простоту реализации линейного возвратно-поступательного движения. Основными

функциональными блоками в установке являются:

- привод вибрации подвижной детали;
- привод усилия прижатия друг к другу соединяемых деталей;
- устройства жесткой фиксации и точного позиционирования соединяемых деталей;
- система управления и контроля процесса

Гидроцилиндр вибрации и гидроцилиндр для создания усилия сжатия между соединяемыми деталями, на штоках которых крепятся зажимные устройства для свариваемых деталей, расположены перпендикулярно друг к другу. Процесс сварки чрезвычайно кратковременный, поэтому управление процессом сварки возможно только в автоматическом режиме. Система управления лабораторной установки обеспечивает автоматическую синхронную работу обоих гидроцилиндров, когда весь цикл сварки: создание усилия сжатия между соединяемыми деталями, включение вибрации с заданной частотой и амплитудой и ее выключение после заданного времени, создание усилия проковки, происходит в автоматическом режиме по заранее введенным параметрам без участия человека. Управляющие системы гидроцилиндров (привод вибрации и привод усилия сжатия) связаны между собой и персональным компьютером единой схемой на основе контроллера управления. В памяти компьютера регистрируются также все параметры процесса сварки. На созданной установке были проведены эксперименты по сварке трением титановых сплавов и сталей, получены высококачественные соединения.

## УВЕЛИЧЕНИЕ СРОКА ЭФФЕКТИВНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ ПАРЫ КОЛЕСО-РЕЛЬС В УСЛОВИЯХ ОТКРЫТЫХ ГОРНЫХ РАБОТ

А. М. Керопян

Московский государственный горный университет, Москва, Россия; E – mail: [am\\_kerop@mail.ru](mailto:am_kerop@mail.ru)

Многочисленными теоретическими и экспериментальными исследованиями установлено, что коэффициент трения между взаимодействующими поверхностями зависит от многих физикомеханических свойств контактирующих поверхностей и, в том числе, от их шероховатости [1,2,3,4].

Для удобства оценки влияния шероховатости поверхностей в литературе [1] вводится понятие комплексного показателя шероховатости  $\Delta$ :

$$\Delta = \frac{h_{\max}}{R \cdot b^{1/\nu}}, \quad (1)$$

где  $R$  — расчетный радиус кривизны вершин неровностей, определяемый как среднее геометрическое радиусов кривизны вершин неровностей профилограмм рабочих поверхностей в продольном и поперечном направлениях,  $R = \sqrt{r_{\text{прод}} \cdot r_{\text{поп}}}$ ;  $h_{\max}$  — высота наибольшей неровности;  $b$  и  $\nu$  — параметры опорной кривой шероховатой поверхности.

Исследованиями, выполненными в работах [4, 5], установлено, что при контактировании шероховатых поверхностей выступы более твердой поверхности внедряются в поверхность с меньшей твердостью. Учитывая, что твердость рельсовой стали несколько выше, чем твердость материала бандажа, дальнейшие исследования можно проводить на образцах рельсовой стали [4].

С целью уточнения расчетных значений коэффициентов трения при взаимодействии колеса локомотива с рельсом при разных значениях степени их изношенности нами были записаны профилограммы образцов поверхностей катания головок рельсов Р65, изъятых из эксплуатации при замене верхнего строения пути на разрезе Бородинский компании СУЭК (г.Красноярск). Запись профилограмм производилась на профилометре мод. 130, ст. точности 1, ТУ 3943-001-7028127 по

методике завода изготовителя, изложенной в паспорте 130.0.01-ПС.

Установлено, что контакт реальных шероховатых поверхностей носит дискретный характер, обусловленный взаимодействием отдельных выступов микронеровностей. **В связи с этим, суммарная сила трения зависит от фактической площади касания контактирующих поверхностей.**

При малых значениях комплексного показателя  $\Delta$ , т.е. при высоком классе чистоты поверхностей, доминирующим фактором является молекулярная составляющая силы трения. В зоне контакта преобладают упругие деформации [1], в связи с чем механическая составляющая сил трения мала по сравнению с моле-

кулярной составляющей и составляет около 5% от суммарного коэффициента трения [2,с.68]. При увеличении  $\Delta$  в зоне контакта преобладают пластические деформации [1], и, как следствие, молекулярная составляющая сил трения уменьшается, и основной коэффициент трения обеспечивается за счет механической или деформационной составляющей сил трения. Кроме того, следует отметить, что близкие по классу чистоты, но разные по технологической обработке (различная величина  $\Delta$ ) поверхности, имеют различные значения коэффициента трения [2,с.93].

В литературе [1] приведены формулы для определения характера деформации в зоне контакта в зависимости от показателя  $\Delta$ , контурной нагрузки  $p_c$  и физикомеханических свойств контактирующих материалов ( $\mu$ -коэффициента Пуассона,  $\mu=0,3$ ;  $E$  – модуля упругости,  $E=2,1 \cdot 10^5$ ). При этом, контурная нагрузка определяется формулой:

$$p_c = N/A_c, \quad (2)$$

где  $N$  – нагрузка, приходящаяся на одно колесо локомотива, Н;  $A_c$  – контурная площадь контакта колеса с рельсом, мм<sup>2</sup>. По экспериментальным данным [6] для нагрузки 135 000 Н (при осевой нагрузке 270000 Н, характерной для условий работы карьерных локомотивов)  $A_c = 390$  мм<sup>2</sup>, тогда  $p_c = 346,2$  Н/мм<sup>2</sup>.

Выполненные нами расчеты показали, что для класса чистоты поверхности  $R_z 6,3(\sqrt{7})$  и выше деформации носят упругий ненасыщенный характер, а для грубо обработанных поверхностей чистотой  $R_z 20(\sqrt{5})$  и ниже взаимодействие имеет признаки, свойственные пластическому насыщенному контакту. Поэтому коэффициенты трения для упругого ненасыщенного контакта и пластического насыщенного контакта, соответственно, определяются приведенными ниже формулами

$$f_1 = \frac{2,4\tau_0(1-\mu^2)^{0,8}}{p_c^{0,2}\Delta^{0,4}E^{0,8}} + \beta + 0,24\alpha_{\phi} p_c^{0,2}\Delta^{0,4} \left(\frac{1-\mu^2}{E}\right)^{0,2}, \quad (3)$$

$$f_2 = \tau_0 / HB + \beta + 0,9\Delta^{1/2} (p_c / HB)^{1/2}, \quad (4)$$

где  $\tau_0$  — тангенциальная прочность на срез адгезионной связи\*;  $\beta$  — пьезокоэффициент молекулярной составляющей трения [1,с.205], характеризующий увеличение прочности на срез от нормального давления [1,с.279];  $\alpha_{\phi} \approx 2,5 \alpha$  - коэффициент гистерезисных потерь при скольжении неровности,  $\alpha = 0,02$  [1,с.29-30];

Установление рациональной шероховатости рабочих поверхностей пары колесо – рельс позволит теоретически спрогнозировать ожидаемое расчетное

значение коэффициента сцепления, определяющего тяговую способность карьерного локомотива.

Из выполненного исследования можно сделать вывод, что при высоких классах чистоты поверхности, т.е. при низкой шероховатости, с увеличением осевой нагрузки на колеса локомотивов коэффициент трения, и, следовательно, коэффициент сцепления, будут уменьшаться, а при контактировании грубо обработанных поверхностей - с увеличением осевой нагрузки коэффициент трения, а значит и коэффициент сцепления, будут увеличиваться.

Для определения характера изменения коэффициента трения для диапазона шероховатостей рабочих поверхностей системы колесо – рельс выполнен расчет по формулам (3) и (4), табл.1.

Таблица 1. Значения коэффициентов трения в зависимости от шероховатости

Класс чистоты	Кэфф трения $f$ НВ380	Факт. площ. конт, мм <sup>2</sup>	Тип контакта	Компл показ. шерох.	Тип профиля
▽1	*)	-	-	1,45	-
▽3	0,996	119	Пластич. насыщ.	$4,7 \cdot 10^{-1}$	Новый
▽5	0,558	239	Пластич. насыщ.	$2,8 \cdot 10^{-2}$	Обраб.с рац. шерохов.
▽8	0,478	66**	Упругий ненасыщ.	$1,8 \cdot 10^{-3}$	Приработанный
▽10	0,581	-	Упругий ненасыщ.	$0,7 \cdot 10^{-3}$	Приработанный

\*) При данной шероховатости, реализация контакта нецелесообразна вследствие значительных локальных напряжений в зоне взаимодействия бандажа с рельсом.

\*\*) С увеличением класса чистоты поверхности, увеличиваются радиусы кривизны вершин шероховатостей и, как следствие, увеличивается шаг неровностей, при этом количество контактирующих точек, приходящееся на единицу контурной площади, уменьшается, вследствие этого – уменьшается фактическая площадь контакта. Это подтверждается в работе [22].

На рис. 1 показана зависимость изменения коэффициента трения от комплексного критерия шероховатости  $\Delta$  при осевой нагрузке 270 кН, характерной для карьерного железнодорожного транспорта. Анализ зависимости изменения  $f$  от  $\Delta$  показывает, что при переходе от упругого контакта (зона АВ) к пластическому (зона ВС) коэффициент трения переходит через минимум (точка В). Точка В является точкой экстремума функции  $f$ , что соответствует минимальному значению коэффициента трения  $f_{min}$ , и, следовательно, коэффициента сцепления колеса локомотива с рельсом.

В машиностроении при проектировании узлов трения для уменьшения износа и увеличения долговечности, например – подшипников скольжения, основным критерием является минимизация коэффициента трения. Многочисленными исследованиями установлено, что по окончании приработки при неизменных условиях работы на взаимодействующих поверхностях устанавливается одинаковая, **равновесная**, шероховатость, не зависящая от величины и харак-

тера первоначальной, а зависящая от условий изнашивания [7,с.342].

Для пары колесо – рельс основным критерием эффективного функционирования является, пропорциональный коэффициенту трения, коэффициент сцепления. Следовательно, для обеспечения нормальных условий работы необходимо установить для взаимодействующих поверхностей такую шероховатость, при которой будет обеспечиваться основная функция системы колесо – рельс, т.е. передача вращающего момента от колеса к рельсу и обеспечение соответствующего тягового усилия локомотива.

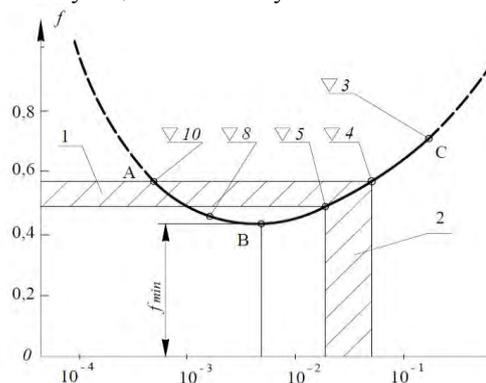


Рис. 1. Зависимость коэффициента трения от комплексного показателя шероховатости.

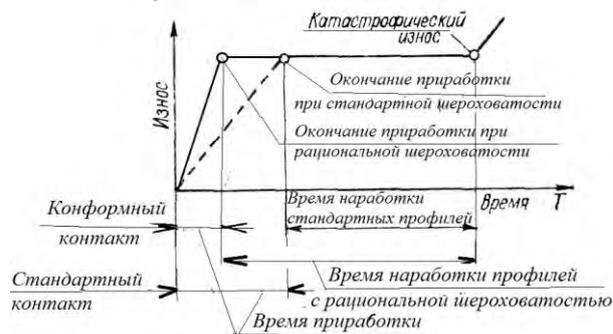


Рис. 2. Схема увеличения срока службы пары колесо – рельс при конформном контакте с рациональной шероховатостью взаимодействующих поверхностей

Поэтому считается целесообразным ограничить шероховатость контактирующих рабочих поверхностей классом чистоты Rz40 – 20 (зона 2, рис.1). Это предположение подтверждают расчеты по определению фактической площади контакта для класса чистоты Rz20, выполненные по методике, приведенной в работе [4]. Данную шероховатость для взаимодействующих поверхностей системы колесо – рельс целесообразно считать **рациональной**.

При профилировании с обеспечением конформного контакта рабочих поверхностей рельсов шероховатостью Rz 40 – 20 мкм, продолжительность процесса приработки пары колесо – рельс будет сокращена (рис. 2), что в свою очередь продлит срок эффективной эксплуатации карьерного железнодорожного транспорта.

**Выводы:**

1. При высоких классах чистоты поверхности, т.е. при низкой шероховатости, с увеличением осевой нагрузки на колеса локомотивов коэффициент трения, и, следовательно, коэффициент сцепления, будут уменьшаться, а при контактировании грубо обработанных поверхностей - с увеличением осевой нагрузки коэффициент трения, а значит и коэффициент сцепления, будут увеличиваться, что повысит тяговую способность карьерного локомотива.

2. Установлено *рациональное* значение шероховатости при профилировании рельсов в пределах  $R_z$  40 – 20 мкм, что способствует сокращению продолжительности процесса приработки пары колесо – рельс, что в свою очередь продлит срок эффективной эксплуатации карьерного железнодорожного транспорта. Установление *рациональной* шероховатости рабочих поверхностей пары колесо – рельс в свою очередь позволит определить ожидаемое расчетное значение

коэффициента трения бандажа локомотива с рельсом и увеличит тяговую способность карьерного локомотива.

1. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин. Справочник. – М.: Машиностроение, 1984. 280 с.
2. Комбалов В.С. Влияние шероховатости твердых тел на трение и износ. – М.: Наука. 1974. 112 с.
3. Михин Н.М. Внешнее трение твердых тел. – М.: Наука. 1977. 221 с.
4. Демкин Н.Б. Контактное трение шероховатых поверхностей. - М.: Наука, 1970, 227 с.
5. Крагельский И.В., Добычин М.Н., Комбалов В.С. Основы расчетов на трение и износ. – М.: Машиностроение, 1977. – 528с.
6. Флячинский К.П. Влияние условий взаимодействия колеса и рельса на фрикционные процессы в зоне контакта. //Дисс. на соискан.уч.ст.к.т.н. Коломна, 1993.
7. Михин Н.М., Ляпин К.С., Добычин М.Н. Исследование тангенциальной прочности адгезионной связи. // В сб. «Контактное взаимодействие твердых тел и расчет сил трения и износа. – М.: Наука, 1971.

## РАЗРАБОТКА СПОСОБОВ ГЕТЕРОГЕННОГО ЕСТЕСТВЕННОГО АРМИРОВАНИЯ МАТЕРИАЛА ЛОКАЛЬНЫМИ СИЛЬНО УПРОЧНЕННЫМИ ОБЛАСТЯМИ С КРАТНО ПОВЫШЕННЫМИ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМИ СВОЙСТВАМИ

А.В. Киричек<sup>1</sup>, Д.Л. Соловьев<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Юго-западный государственный университет, Курск, Россия; [avkswsu@mail.ru](mailto:avkswsu@mail.ru)

<sup>2</sup>Муромский институт (филиал) Владимирского государственного университета, Муром, Россия

Уровень эксплуатационных свойств деталей машин во многом определяет состояние их поверхностного слоя. Для придания ему необходимых качеств обычно применяется упрочняющая обработка. При этом часто более эффективным является упрочнение, обеспечивающее сочетание физико-механических свойств взаимоисключающих друг друга, например твердости и пластичности. Основными способами, используемыми для создания гетерогенно упрочненной структуры, являются термообработка и химико-термическая обработка, формирующие различное сочетание твердых и пластичных участков на глубине не более 1...1,5 мм.

Однако обычно наиболее нагруженная точка сложнонапряженного в процессе эксплуатации изделия, работающего в тяжелых и экстремальных условиях нагружения, находится на некоторой глубине, в подповерхностном слое материала. В этом случае несущая способность материала определяется не только твердостью тонкого упрочненного поверхностного слоя, но и свойствами подповерхностного слоя, точнее, соотношением свойств поверхностного слоя и несущего подповерхностного слоя (часто соотношением твердостей). Для повышения эксплуатационных свойств таких изделий необходимо более глубокий упрочненный слой, толщина которого составляет более 1 мм, а при экстремальных условиях эксплуатации до 6 мм.

Использование для упрочнения поверхностным пластическим деформированием ударных волн позволяет значительно расширить технологические возможности при получении упрочненной структуры металла. Деформация металла проникает на значительную глубину, до 10 мм, причем деформируемые области могут быть выстроены в определенной закономерности, образуя гетерогенно упрочненную структуру с прочными участками, твердость которых может достигать 6500 МПа [1-3].

Для упрочнения металлов ударными волнами разработан способ статико-импульсной обработки (СИО), при котором в ударной системе боек-волновод генерируются плоские акустические волны, которые характеризуются законом изменения сил (амплитудой волны деформации) во времени, максимальным значением сил, временем действия сил (длительности волны деформации) и энергией волны деформации. Эти характеристики зависят от геометрии соударяющихся бойка и волновода, свойств их материалов и

скорости соударения. Период такой волны называют ударным импульсом. Форма ударного импульса поступающего в очаг деформации, т.е. область контакта инструмента с упрочняемым материалом, будет определять эффективность динамического нагружения. Сила статической составляющей нагрузки должна обеспечивать более полное использование энергии ударных волн при деформировании упрочняемого металла. При упрочнении форма ударных импульсов максимально адаптируется к свойствам материала и условиям нагружения, что увеличивает КПД процесса, расширяет технологические возможности обработки, позволяя создавать глубокий упрочненный слой. Технология СИО позволяет достаточно точно регулировать равномерность упрочнения, создавая как равномерно, так и гетерогенно упрочненную структуру. Для реализации способа используется специальная технологическая оснастка и оборудование, на котором устанавливается генератор импульсов и которое реализует движение подачи, а также осуществляет предварительное статическое поджатие инструмента [4]. В качестве оборудования могут использоваться различные металлообрабатывающие станки (фрезерные, строгальные, токарные) или специально разработанные установки.

В результате импульсных воздействий на упрочняемой поверхности образуются пластические отпечатки определенных размеров – единичные следы инструмента. Упрочненный поверхностный слой формируется в результате многократных импульсных воздействий, очаги которых имеют относительное смещение. Размеры единичных отпечатков и их относительное смещение, определяемое технологическими параметрами: частотой ударов и подачей заготовки относительно инструмента, регулируют перекрытие отпечатков, которое определяет равномерность упрочнения.

Глубина и равномерность упрочненного поверхностного слоя определяются энергией и частотой ударных волн деформации, формой и размерами деформирующего инструмента, подачей заготовки относительно инструмента. Передача энергии ударных волн производится исходя из условия получения максимального КПД процесса. Необходимая для этого форма ударных импульсов выбирается в соответствии с физико-механическими характеристиками упрочняемого металла и геометрией инструмента и упрочняемой поверхности. Регулирование формы ударных им-

пульсов происходит на стадии подготовки производства, при наладке генератора импульсов, изменением геометрических параметров его ударной системы боек-волновод.

Высокая энергия ударных волн деформации и условия, способствующие ее проникновению на большую глубину, позволяют создавать глубокий упрочненный поверхностный слой. Регулирование смещения приложения ударных волн к упрочняемой поверхности позволяет получать различное перекрытие деформированных областей и соответственно гетерогенно упрочненную структуру на различных уровнях. В результате может быть получена многослойная структура, в том числе с армированными слоями по заданному закону. Преимуществом такой структуры является: простота и низкая технологическая себестоимость изготовления, более высокая прочность, поскольку структурирование и многослойная организация происходит в монолитном материале, а переход между слоями и областями с различными механическими свойствами носит плавный характер. Существует возможность управляемого армирования внутренних слоев по заданному закону с целью наиболее выгодного взаимного расположения более прочных и более вязких областей из условия обеспечения максимального сопротивления воздействию эксплуатационных нагрузок.

Проведенные исследования структуры металлических образцов, упрочненных волнами деформации, выявили наличие в верхней части упрочненного поверхностного слоя наноструктурных зон аналогичных, полученных интенсивным пластическим деформированием [5, 6]. Установлено, что размеры полученных наноструктурных зон (30-90 нм), их форма и расположение определяются энергией ударных волн деформации, размерами и формой пятна контакта инструмента с деформируемым металлом, а также смещением ударных волн относительно друг друга, характеризующим коэффициентом перекрытия [7].

Эксплуатационные исследования полученной структуры показали, что при действии контактных циклических нагрузок, ее эффективность будет зависеть от размеров пятна контакта. При циклическом воздействии тел, образующих малое пятно контакта, относительно большое пространство между твердыми участками армированной структуры будет работать как неупрочненная или недостаточно упрочненная поверхность. Увеличение размеров пятна контакта приводит к тому, что нагрузка более будет равномерно распределяться как на твердые, так и на мягкие участки армированной структуры, повышая тем самым сопротивление контактному выкрашиванию. Однако дальнейшее увеличение пятна контакта ведет к тому что размер мягких участков становится недостаточным чтобы создавать необходимый запас пластичности и структура металла поверхностного слоя будет больше работать как равномерно упрочненная, что приводит к снижению сопротивления контактному выкрашиванию [8-10].

В результате установлена структура гетероген-

ного естественно армированного материала и режимы ее получения упрочнением ударными волнами деформации способствующие повышению долговечности металлических материалов (сталей), испытывающих действие контактных циклических нагрузок, до 7 раз.

Выводы.

При упрочнении ударными волнами деформации установлена возможность формирования в однородном металлическом материале многоуровневой структуры с плавным переходом между твердыми и пластичными участками. В верхней части упрочненного поверхностного слоя расположены наноструктурные зоны, ниже подслои с гетерогенно упрочненной структурой, чередующий твердые и пластичные участки, переходящий в неупрочненный металл.

Проведенные эксплуатационные исследования полученной структуры при действии контактных циклических нагрузок показали кратное (до 7 раз) повышение ее долговечности.

Исследования проводились при финансовой поддержке гранта РФФИ 14-08-00112

1. Киричек А.В., Соловьев Д.Л. Деформационное упрочнение управляемыми ударными импульсами // Упрочняющие технологии и покрытия. 2007. № 10. С.3-7
2. Киричек А.В., Соловьев Д.Л., Силантьев С.А. Влияние режимов статико-импульсной обработки на равномерность упрочнения поверхностного слоя // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка металлов давлением. 2004. № 2. С.13-17
3. Kirichek, A.V., Solov'ev, D.L. Creating heterogeneous surface structures by static-pulsed treatment // Russian Engineering Research 28 (3) 2008. pp. 277-279.
4. Киричек А.В., Силантьев С.А., Соловьев Д.Л. Адаптация промышленных мотолов для деформационного упрочнения деталей машин // Фундаментальные и прикладные проблемы техники и технологии. 2012. № 3-2 (293). С. 94-98
5. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. 272 с.
6. Панин В.Е., Сергеев В.П., Панин А.В. Наноструктурирование поверхностных слоев и нанесение наноструктурных покрытий. - Томск: Изд-во ТПУ, 2008. - 285 с.
7. Kirichek A.V., Soloviev D.L. Nanostructure Changes in Iron-Carbon Alloys as a Result of Impulse Deformation Wave Action // Journal of Nano and Electronic Physics, Vol. 5, No 4, 04009 (4pp) 2013
8. Повышение контактной выносливости деталей машин гетерогенным деформационным упрочнением статико-импульсной обработкой / А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев, С.В. Баринов, С.А. Силантьев // Упрочняющие технологии и покрытия. 2008. № 7. С.9-15
9. Соловьев Д.Л., Киричек А.В., Баринов С.В. Повышение долговечности деталей машин созданием гетерогенно наклепанной структуры // Тяжелое машиностроение. 2010. №7. С.3-7
10. Kirichek A.V., Soloviev D.L. Properties and Technology for Quasi-Composite Blanket Using Natural Reinforcement of the Metal by Strain Affected Areas // Journal of Nano and Electronic Physics, Vol. 5, No 4, 04010 (5pp) 2013.

## КОНТАКТНАЯ ПРИСПОСОБЛЯЕМОСТЬ НОМИНАЛЬНО НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В УСЛОВИИ СУХОГО ТРЕНИЯ

Я.М. Клебанов, М.Ю. Александрова

ФГБОУ ВПО «Самарский государственный технический университет», Самара, Россия, [kris-maks@mail.ru](mailto:kris-maks@mail.ru)

Механические системы часто содержат элементы, между которыми в стыке возникает трение: микроскольжения в номинально неподвижных болтовых соединениях, процессы фреттинг-усталости в креплении лопаток турбин и т.п.

Многие из систем подвержены периодическим нагрузкам из-за вибрации или повторяющихся операций. Трение является основным фактором усталостных изломов. Оно возникает в соединениях, которые должны обеспечивать неподвижность в стыке

В связи с этим актуальным остается вопрос о снижении фреттинга в номинально неподвижных соединениях. Одним из подходов к решению данной проблемы является контактная приспособляемость в стыке, условие наступления которой описано в ряде работ [1, 2]. Предпосылкой к исследованию контактного взаимодействия с точки зрения приспособляемости послужило проведение аналогии между упруго-пластическим телом, находящемся под действием нагрузок, медленно изменяющихся с течением времени в заданных пределах и появлением установившегося состояния между элементами контактного соединения в цикле нагружения. В работах [1, 2] сформулирован и доказан эквивалент теоремы Мелана для контактного взаимодействия.

С помощью аналитического расчета и численных методов исследования были построены диаграммы в координатах «отношение амплитуды касательного усилия к нормальной силе – коэффициент трения», в которых можно выделить области с различным характером установившегося состояния контактного взаимодействия (рис. 1): полное сцепление при первичном нагружении – I, полное скольжение контактных поверхностей – II, увеличение зоны сцепления при циклическом нагружении – III, прогрессирующее частичное проскальзывание – IV, неизменное частичное проскальзывание – V. Также показано, что явление контактной приспособляемости наступает лишь при условии, что коэффициент трения  $f$  принимает значение больше критического, а силы нагружения соответствуют области III на диаграмме. Линии A и B ограничивают область приспособляемости. Линия C – граница выше, которой происходит полное скольжение. Однако, диаграмма не дает представления о том, какие смещения удовлетворяют этому условию.

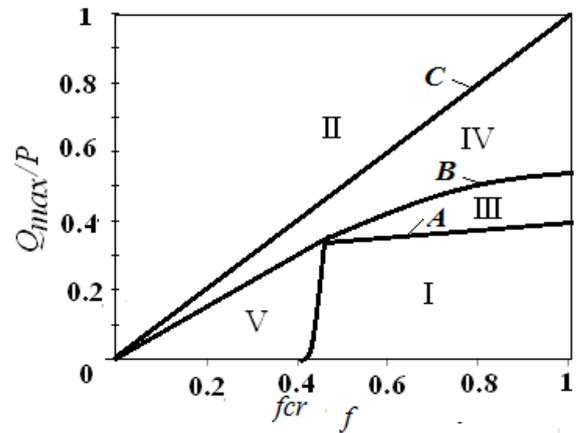


Рис. 1. Диаграмма в координатах «отношение амплитуды касательного усилия к нормальной силе – коэффициент трения», в которых можно выделить области с различным характером контактного взаимодействия.

В работе [3] авторами установлена прямая взаимосвязь между диаграммами и картами фреттинга, которые строятся как зависимость касательного смещения  $\omega$  в стыке от амплитуды касательных контактных усилий  $Q$  (рис. 2). Построенные для заданного коэффициента трения, они характеризуют область приспособляемости точками A и B, которые соответствуют одноименным линиям на диаграмме. В связи с этим, правильно полагать, что в пространстве  $R^3$  существует поверхность  $L(Q_{max}/P, f, \omega)$ , множество точек которой удовлетворяют диаграмме  $Q_{max}/P - f$  (рис. 1) и зависимости  $Q_{max}/P - \omega$  (рис. 2). Диаграмма  $Q_{max}/P - f$  и зависимость  $Q_{max}/P - \omega$  являются проекциями этой поверхности на соответствующие плоскости.

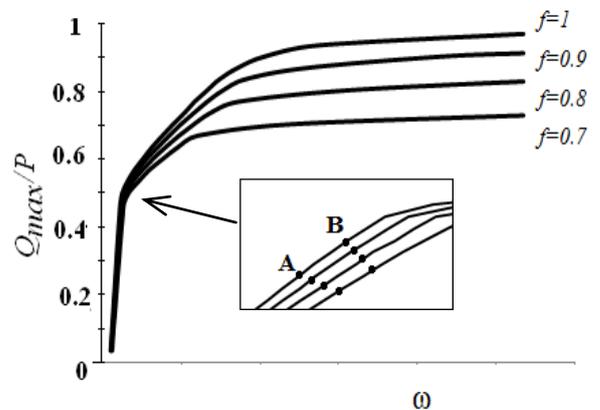


Рис. 2. Зависимость начального касательного смещения  $\omega$  в стыке от отношения амплитуды касательных контактных усилий  $Q$  к нормальной силе  $P$ .

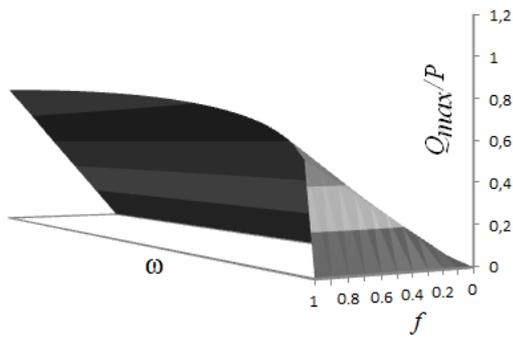


Рис. 3. Поверхность  $L(Q_{max}/P, f, \omega)$

На поверхности  $L$  также можно выделить области с различным характером установившегося состояния в контакте. Контактная приспособляемость на поверхности характеризуется большим значением коэффициента трения  $f > f_{cr}$ , начальными касательными смещениями  $\omega$  удовлетворяющими отношению  $Q_{max}/P - f \in [A, B)$  (рис. 4)

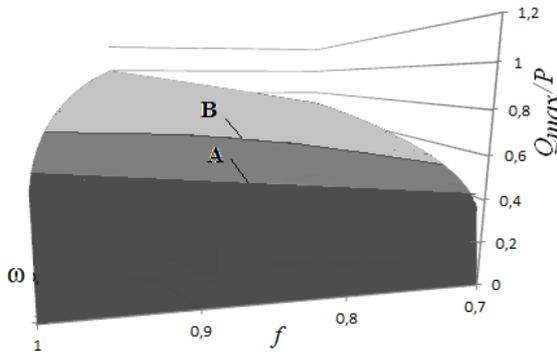


Рис. 4. Контактная приспособляемость на поверхности  $L$  характеризуется большим значением коэффициента трения  $f > f_{cr}$ , начальными касательными смещениями  $\omega$ , удовлетворяющими отношению  $Q_{max}/P - f \in [A, B)$

На режимы фреттинга существенно влияет топография контактных поверхностей. Одним из факторов этого влияния выступает изменение условий контактного взаимодействия.

Одним из способов снижения фреттинга и повышения износостойкости деталей и узлов машин является замена традиционного сплошного слоя поверхности на прерывистую мозаично-дискретную структуру [4].

В этой связи были выполнены расчеты для случаев, когда на контактную поверхность одного из тел нанесен микрорельеф в виде параллельных канавок. Построенные по результатам конечно-элементного моделирования диаграммы  $Q_{max}/P - f$  незначительно отличались от диаграмм, полученных при отсутствии микрорельефа. Однако, в связи с увеличением податливости стыка в результате нанесения микрорельефа, границы области контактной приспособляемости на картах фреттинга (рис. 5) сдвигаются вправо в сторону больших значений амплитуд смещений.

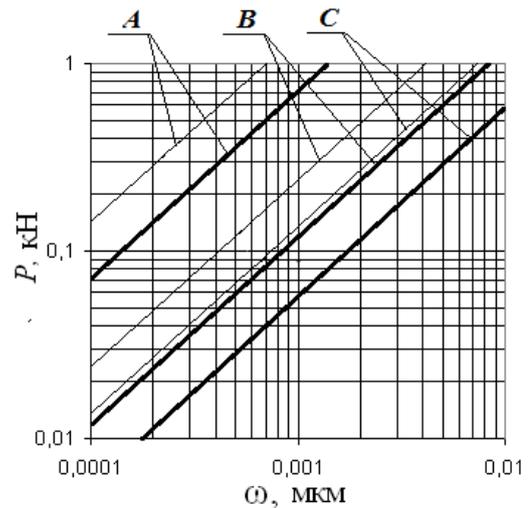


Рис. 5. Карта режимов фреттинга для контакта двух тел прямоугольной формы:

— случай, когда поверхности тел в контакте гладкие;  
— случай, когда на контактную поверхность одного из тел нанесен микрорельеф в виде параллельных канавок:

В номинально неподвижных соединениях нанесение микрорельефа на контактную поверхность одного из тел позволяет увеличить ресурс контактного соединения в том смысле, что оно выдерживает большие нагрузки без проскальзывания или проскальзывание прекращается в нем после нескольких первых циклов нагружения (рис. 6).

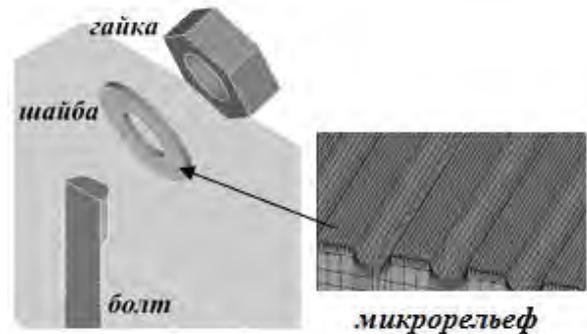


Рис. 6. Болтовое соединение: на контактной поверхности шайбы нанесен микрорельеф.

1. Klarbring A. Shakedown in elastic contact problems with Coulomb friction/ A. Klarbring, M.Ciavarella, J.R.Barber// International Journal of Solids and Structures. – 2007. –vol.44. – pp. 8355-8365.
2. Клебанов Я.М. Контактная приспособляемость при кулоновском трении упругих тел/ Я.М. Клебанов, М.Ю. Александрова// Проблемы машиностроения и надежности машин. – 2012. – № 4. –С.56-63.
3. Клебанов Я.М. Влияние контактной приспособляемости на фреттинг неподвижных соединений деталей/ Я.М. Клебанов, М.Ю. Александрова// Вестник машиностроения. – 2014. – заяв. № 36/692.
4. Цыбанев Г.В. Фреттинг-усталость поверхностей с дискретными покрытиями/ Г.В. Цыбанев, В.Е. Марчук, О.Н. Герасимчук// Проблемы трибологии (Problems of Tribology) – 2009. – № 1. – С. 4-9.

## ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ МАТЕРИАЛОВ НА ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ И СТОЙКОСТЬ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА

Клименко С. А., Копейкина М.Ю., Нос А. О., Рыжов Ю. Э.

Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина

**Введение.** В следствии широкого распространения в производстве материалов с гетерогенной структурой весьма важной является оценка возможности прогнозирования работоспособности режущего инструмента при их обработке. При этом следует иметь ввиду, что композиты, которыми оснащаются режущие инструменты, также являются материалами с гетерогенной структурой, особенности которой обуславливают их работоспособность. Так как получение экспериментальных данных требует существенных материальных, машинных и человеческих ресурсов, то вопрос разработки упрощенной методики определения характеристик обрабатываемости и прогнозирования стойкости инструмента становится все более актуальным.

Понятие обрабатываемости резанием традиционно связывают с исходной структурой и механическими свойствами материалов. Существующий подход дает оценку обрабатываемости резанием масштабно зависимой величиной, в связи с тем, что традиционные характеристики структуры и механических свойств материалов зависят от масштаба их оценки. В качестве основного критерия обрабатываемости материалов резанием в большинстве случаев принимают скорость резания, которой соответствует стойкость инструмента  $T = 60$  мин. В случае лезвийной обработки материалов с гетерогенной структурой, таких как напыленные покрытия, проведение сравнительной оценки их обрабатываемости по критерию скорости резания  $v_{60}$  представляет значительные трудности в связи с отсутствием необходимого объема обрабатываемого материала, имеющего, в большинстве случаев, малую толщину и характеризующегося различными свойствами по сечению.

Высокие механические свойства и неоднородность структуры (наличие твердых включений, хаотично расположенных в структуре материала, относительно высокая пористость) резко снижают обрабатываемость таких материалов резанием, затрудняют достижение требуемого по условиям эксплуатации состояния поверхностного слоя изделий, особенно при обработке лезвийным инструментом.

На эффективность механической обработки влияют структура и свойства как обрабатываемого так и инструментального материалов. Перспективной представляется разработка нового нетрадиционного подхода к оценке обрабатываемости резанием и прогнозированию работоспособности инструмента на основе учета параметров структу-

ры материалов контактной пары.

Учитывая, что материалы инструментов и современные конструкционные материалы зачастую представляют собой композиты со сложной структурой, а их контактирование в зоне резания является сложным стохастическим процессом, изучения структуры и свойств таких материалов перспективно использование статистических методов исследований – деформационно-спектрального и мультифрактального анализов. Первый метод позволяет количественно оценить неоднородность напряженно-деформированного состояния гетерогенного поверхностного слоя, определяющего спектральный характер формирования сил трения в связи с немонотонным распространением упруго-пластических деформаций через структурные барьеры при контактном взаимодействии поверхностного слоя образца из исследуемого материала с нагруженным индентором. Второй – позволяет выполнить количественную параметризацию структурного состояния материала по виду металлографического шлифа или совокупности его механических свойств, полученной с использованием данных деформационно-спектрального анализа, на основе понятия самоподобия и фрактальной размерности.

**Результаты исследований.** В исследованиях использовались следующие параметры свойств и структуры материалов: – при деформационно-спектральном анализе: сила сопротивления контактному взаимодействию исследуемого поверхностного слоя с индентором  $m$ ; ее дисперсия; энергетическая спектральная плотность распределения сила сопротивления  $S$ ; – при мультифрактальном анализе:  $D$  – размерность Хаусдорфа-Безиковича (характеризует однородный фрактал); экстримальные значения размерности структуры в случае плоских и объемных мультифрактальных множеств, при достижении которых они вырождаются; степень упорядоченности структуры  $\Delta_q$ ; мера однородности структуры  $f_q$ ; показатель адаптивности свойств структуры материала к внешнему влиянию  $A_m$ .

Характеристики поверхностного слоя образцов материалов, полученные деформационно-спектральным анализом, определяются вдоль трассы его сканирования индентором. Для получения информации с площади образца, что особенно важно для образца из материала с гетерогенной структурой (рис.1, а), необходимо выполнить несколько сканирований и «сшить» трибограммы с учетом общей начальной координаты.

Таким образом, формируется визуальное изображение совокупности механических свойств поверхностного слоя образца. Пример такой визуализации для обрабатываемого материала – напыленного газотермического покрытия из порошковой проволоки  $Fe_{80}V_{20}$ , представлен на рис. 1, б.

В представленном виде совокупность механических свойств покрытия следует рассматривать как мультифрактал с комплексом фрактальных характеристик.

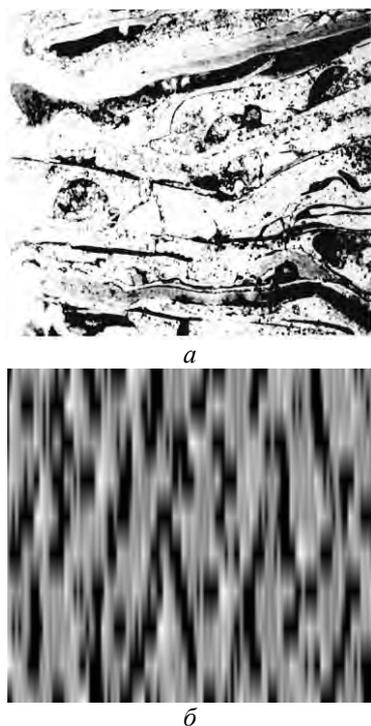


Рис. 1. Структура газопламенного покрытия из порошковой проволоки  $Fe_{80}V_{20}$  (а) и визуализированная совокупность механических свойств поверхностного слоя (б) образца с покрытием

На рис. 2 представлена зависимость скорости резания, соответствующей стойкости инструмента 23 мин, от величины фрактальной размерности структуры обрабатываемого материала. Представленная зависимость может быть использована для оценки обрабатываемости резанием напыленных покрытий со структурой, характеризующейся определенной фрактальной размерностью.

Мультифрактальный анализ изображений, представленных на рис. 1, показал, что между фрактальными размерностями структуры  $D_{стр}$  и совокупности механических свойств  $D_s$  исследуемого материала имеет место связь с коэффициентом корреляции 0,99

$$D_s = -2,64 + 2,4D_{стр} \quad (1)$$

С учетом отмеченного, зависимость, аналогичная представленной на рис. 2, может быть приведена в виде  $v = f(D_{стр})$ .

Величины силы сопротивления контактному

взаимодействию исследуемого поверхностного слоя с индентором и ее дисперсии определяют энергетическую спектральную плотность рас распределения силы контактного взаимодействия  $S$ . Соотношение значений  $S$  для контактирующих материалов позволяет оценить их взаимовлияние в паре трения. Так, по этому соотношению можно оптимизировать условия контактирования в паре «режущий инструмент-обрабатываемое покрытие» (табл.).

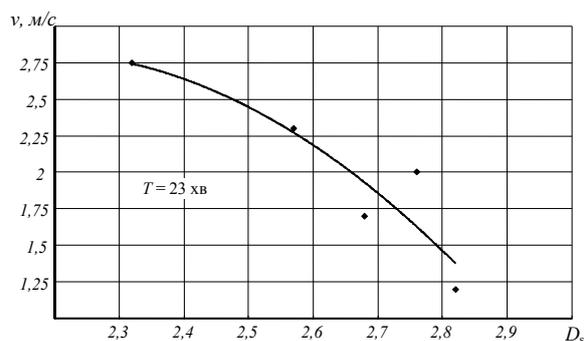


Рис. 2 Влияние величины фрактальной размерности совокупности механических свойств материала ( $D_s$ ) ряда напыленных покрытий на скорость резания ( $S = 0,05$  мм/об,  $t = 0,2$  мм) при которой обеспечивается стойкость инструмента  $T = 23$  мин ( $h_3 = 0,25$  мм)

Таблица. Влияние соотношения величин энергетических спектральных плотностей распределения силы контактного взаимодействия при сканировании индентором поверхностного слоя образцов из материала инструмента и обрабатываемого материала на оптимальную скорость резания

Материал	
инструмента	напыленного покрытия
Т15К6	ПГ-СР3
Композит 10	ПГ-СР3
Киборит	ПГ-СР4
Композит 10	ПГ-10Н-01
Киборит	ПГ-10Н-01
Соотношение $S_n/S_0$	Оптимальная скорость резания* $v_{опт}$ , м/мин
$0,25 \cdot 10^3 / 0,43 \cdot 10^2$	20 / 22
$0,87 \cdot 10^3 / 0,44 \cdot 10^2$	90 / 87
$1,5 \cdot 10^3 / 0,54 \cdot 10^2$	110 / 116
$0,9 \cdot 10^3 / 0,6 \cdot 10^2$	70 / 68
$1,4 \cdot 10^3 / 0,68 \cdot 10^2$	85 / 91

Скорость резания: числитель – эксперимент, знаменатель – расчет

В частности, для точения напыленных покрытий системы Ni-Cr-B-Si инструментами из твердого сплава и поликристаллических сверхтвердых материалов на основе кубического нитрида бора, получена зависимость

$$v_{опт} = 2,14(S_n / S_0)^{1,404} e^{-0,024(S_n / S_0)}, \quad (2)$$

где  $v_{опт}$  – скорость резания, соответствующая минимальному износу инструмента;

$S_n$  и  $S_0$  – максимальная величина энергетиче-

ческой спектральной плотности силы контактного взаимодействия поверхностного слоя образца с индентором (для инструментального и обрабатываемого материалов соответственно).

Учитывая установленную корреляционную связь между фрактальными размерностями структуры и свойств материалов (зависимость 1), существует возможность получить зависимость, связывающую соотношение параметров структуры инструментального и обрабатываемого материала со скоростью резания, оптимальной для данной пары, подобную зависимости (2)

$$v_{\text{опт}} = aK(D_{\text{и}} / D_{\text{о}})^b e^{-c(D_{\text{и}}/D_{\text{о}})}, \quad (2)$$

где  $v_{\text{опт}}$  – скорость резания, соответствующая минимальному износу инструмента;

$D_{\text{и}}$  и  $D_{\text{о}}$  – величина фрактальной размерности структуры или совокупности механических свойств инструментального и обрабатываемого материалов соответственно;

$K$  – коэффициент, учитывающий соотношение средних величин механических показателей, например твердости по Виккерсу, инструментального и обрабатываемого материалов;

$a, b, c$  – экспериментальные коэффициенты.

### Заключение.

Установленные факты открывают новые перспективы в подходе к оценке обрабатываемости материалов резанием и прогнозированию стойкости инструмента. Такой подход, основанный на использовании статистической информации о структурах и свойствах инструментальных и обрабатываемых материалов, полученной методами деформационно-спектрального и мультифрактального анализов, позволяет практически отказаться от проведения экспериментов по резанию для оценки обрабатываемости существующих и новых конструкционных материалов, установления стойкости инструмента и оптимальной скорости резания. Подход позволяет корректировать условия обработки для каждой отдельно взятой детали, что особенно важно для партий деталей с гетерогенной структурой и деталей с градиентной структурой как по глубине поверхностного слоя, так и вдоль изделия.

Работа выполнена при финансовой поддержке ГФФИ Украины (проект № Ф 54.2/022)

## СВЕРЛЕНИЕ СИНТЕГРАНА ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ СВЕРЛАМИ С КОМПЛЕКСНЫМ МОДИФИЦИРОВАНИЕМ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ.

Кокарев В.И., Федоров С.В., Велис А.К., Йе Мин Со

ФГБОУ ВПО МГТУ «СТАНКИН», [n.cherkasova@stankin.ru](mailto:n.cherkasova@stankin.ru)

Возрастающее применение композитных материалов предопределяет необходимость проведения исследований по его обработке режущим инструментом, так как не всегда возможно получение требуемой формы и точности в процессе литьевого цикла. Особенное значение приобретает проблема получения различных отверстий: крепежных, для подвода технологической жидкостей, прокладки электропроводки и т. д. Процесс сверления синтегрانا пока еще недостаточно изучен.

Синтеграны относятся к разряду полимерных бетонов и представляют собой высоконаполненные композитные материалы на основе эпоксидной (связующей) матрицы на базе терморепактивной смолы, а также заполнителей в виде щебня трех-четырех фракций и мелкодисперсного порошка из высокопрочных гранитов или габбро-диабазов.

Синтеграны обычно содержат не более 10 % связующего. По своим физико-механическим характеристикам – пределу прочности при сжатии и изгибе, модулю упругости, теплопроводности, износостойкости – приближаются к натуральным гранитам, но значительно превосходят их по технологичности [1]. У синтегрانا прочность при растяжении, сжатии, изгибе мало зависит от содержания связующего  $\delta$  (6 — 11 %) и определяется в основном свойствами гранитного щебня и плотностью его упаковки. Динамический модуль упругости  $E$ , коэффициенты линейного расширения и ползучести более чувствительны к изменению содержания связующего и с увеличением его процентного содержания, как правило, ниже по сравнению с характеристиками природного гранита [2].

Свойства композитных материалов, такие как термостойкость, термостабильность, ударная прочность, водостойкость, химическая стойкость, а также механические свойства, определяются в основном свойствами полимерной матрицы и межфазных границ [3]. Важным свойством синтегрانا при сверлении его без СОЖ является его термостойкость, так как эпоксидная смола расплавляется при достижении температуры термостойкости (133 – 260 °С) [4] в зоне контактного взаимодействия.

### Цель

Целью настоящей работы является проведение сравнительных испытаний цельных спиральных твердосплавных сверл из сплава BK8 (K20 по ISO), прошедших

комплексную поверхностную обработку электронным лучом по магнетронному напылению сплава NbHfTi для получения градиентного по содержанию легирующих элементов промежуточного слоя перед нанесением износостойкого покрытия (TiAl)N, в сравнении с такими же сверлами, но без обработки и со сверлами с ионно-плазменным покрытием. (TiAl)N.

### Методика исследований

Исследования проводились в лабораториях МГТУ «СТАНКИН», на обрабатывающем центре, созданном на базе станка 24K40CФ4 (рис. 1), оснащенного числовым программным управлением (ЧПУ) FlexNC-70 фирмы «СТАНКОЦЕНТР», позволяющим диагностировать состояние сверла в режиме реального времени с интервалами 10 миллисекунд.



Рис. 1. Блок синтегрانا на обрабатывающем центре во время его обработки

Опыты по сверлению были проведены на заготовке синтегрانا при постоянной скорости резания  $v = 41$  м/мин и постоянной осевой подаче  $S = 20$  мм/мин. Были использованы, спиральные твердосплавные сверла BK8 диаметром 10 мм (угол при вершине  $\phi = 125^\circ$ , задний угол  $\alpha = 10^\circ$ , передний угол  $\gamma = 55^\circ$ , угол наклона винтовой канавки  $\omega = 28^\circ$ ). Первая группа сверл не была

обработана, на вторую группу наносилось градиентное покрытие (TiAl)N толщиной 6 мкм на установке для нанесения покрытия Platin 80 [5]. Третью группу (с комплексной обработкой) сверл перед нанесением градиентного покрытия (TiAl)N обрабатывали низкоэнергетическим сильноточным электронным пучком (НСЭП) по магнетронному покрытию сплавом NbHfTi в установке «РИТМ-СП», благодаря чему удается дополнительно создать модифицированный слой глубиной до 6 мкм под износостойким покрытием [6].

Микролегирование поверхности позволяет избежать накопления свободного углерода вдоль дислокаций и границ зерен карбидов и предотвратить растрескивание из-за остаточных термических напряжений, возникающих при облучении. И, хотя согласно современным представлениям наибольшее влияние на прочность твердого сплава оказывает состояние связки, изменения в которой зачастую приводит к разрушению, здесь не меньшее влияние оказывает и изменяющаяся структура вновь образующейся карбидной фазы.

Комплексное влияние упрочняющих механизмов за счет изменений фазового и элементного состава нелинейно реагирует на сложное термоциклическое воздействие. В результате многократного воздействия НСЭП на спеченный твердый сплав периодически происходит высокоскоростной нагрев (до  $10^6$  град/с) поверхностного слоя сплава до аномально высоких температур с последующим высокоскоростным ( $10^4 \dots 10^9$  град/с) охлаждением. При этом температура в приповерхностном слое достигает значений, превышающих температуру плавления компонентов системы

Выбор лигатуры также обоснован данными, что сплавы W-Ni-C также обладают наиболее высоким пределом прочности на разрыв [8]. Перенос атомов в твердом сплаве при воздействии НСЭП вызван, главным образом, градиентом температуры, а немонотонный характер концентрационных профилей распределения атомов в образце после облучения – градиентом давления [9].

### Результаты и обсуждение

На рис.2 приведены данные стойкостных испытаний. Сверла без покрытия, изнашиваются быстрее, чем сверла с покрытием (TiAl)N до полутора – двух раз, и до трех–четырех раз чем сверла с комплексной обработкой. При обработке синтегранта главную роль в разрушении смеси играет нагревание в зоне резания, что приводит первоначально к ослаблению связки и уже после к формированию стружки. В связи с этим даже при больших значениях износа по задней поверхности, сверло еще в состоянии сверлить отверстия без заметного увеличения крутящего момента. При достижении критерия отказа инструмента периоды стойкости сверл составили 11, 24, 38 мин. в среднем.

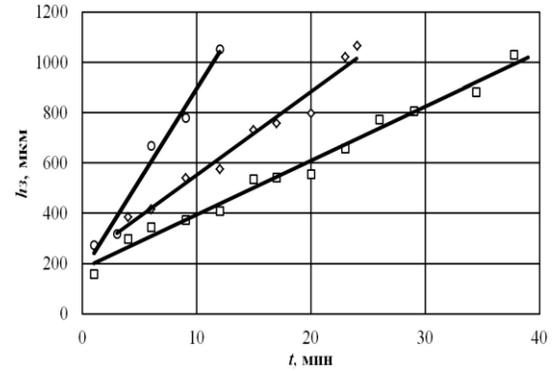


Рис. 2. График  $h_3 - t$ , при постоянных скорости резания и осевой подаче. 1 – исходные сверла, 2 – сверла с покрытием (TiAl)N, 3 – сверла с комплексной обработкой ;  
 $h_3$  – износ по задней поверхности;  $t$  – время резания

Крутящий момент растет прямо пропорционально износу по задней поверхности на всю длину обработки заготовки, но только на 16% в среднем, в то время как момент по каждой группе уменьшается по отношению к исходным сверлам на 14% по отношению ко второй группе и в 26% по отношению к третьей группе (рис.3).

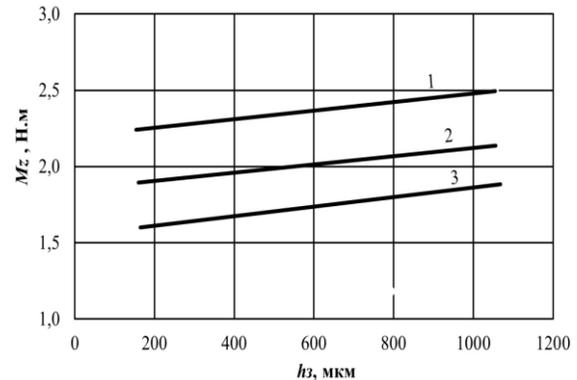


Рис. 3. График  $M_z - h_3$ , при постоянных скорости резания и осевой подаче. 1 – исходное сверло, 2 – сверло с покрытием (TiAl)N, 3 – сверло с комплексной обработкой;  
 $h_3$  – износ по задней поверхности;  $M_z$  – крутящий момент

Несмотря на увеличение износа сверл со временем, они продолжали работать без заметного увеличения крутящего момента и осевой силы. Это можно объяснить спецификой формирования стружки при сверлении синтегранта: увеличение температуры в зоне взаимодействия сверло-синтегран приводит к плавлению связки, имеет место вибрация, возникающая в процессе сверления ввиду анизотропного состояния полимербетона в целом, в ходе сверления синтегранта, сверло встречает на своем пути большие и маленькие частицы гранита, а также пустоты разных размеров.

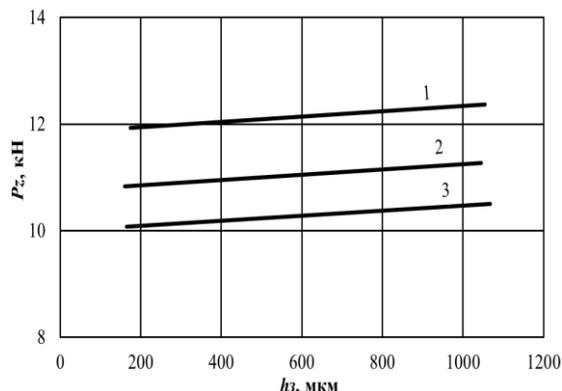


Рис. 4. График  $P_z - h_3$ , при постоянных скорости резания и осевой подаче. 1 – исходное сверло, 2 – сверло с покрытием (TiAl)N, 3 – сверло с комплексной обработкой;  $h_3$  - износ по задней поверхности;  $P_z$  – осевая сила

Тем не менее сила  $P_z$  для сверл с комплексной обработкой до 15% ниже по сравнению с необработанным инструментом и до 10% по сравнению со сверлами с ионно-плазменным покрытием (рис. 4). Отмечено, что изменение величины силы  $P_z$  по мере износа сверл во всех случаях незначительно (в пределах 5%), а изменения величины крутящего момента более существенны (до 20%). Поэтому при сверлении синтеграна в качестве диагностического признака отказа инструмента на автоматизированных станках целесообразно использовать измерение крутящего момента.

#### Выводы

1. Сверление синтеграна спиральными сверлами с описываемыми выше свойствами, показывает что, использование твердосплавных сверл с покрытием (TiAl)N

увеличивает стойкость сверл в 1.5 - 2 раза, в то время как сверла с комплексной обработкой увеличивают стойкость в 3 - 4 раза при сверлении синтеграна без использования СОЖ.

2. При автоматизации процесса сверления синтеграна с использованием обрабатывающих центров, оснащенных ЧПУ, способным диагностировать состояние инструмента в режиме реального времени, целесообразно управлять резанием, используя измерение крутящего момента.

1. Рогов, В А и Позняк, Г.Современные машиностроительные материалы и заготовки. М: Издательский центр «Академия», 2008. С. 336.
2. Барт, В Е и Санина, Г С.Опыт применения синтеграна в машиностроении. [ред.]. – 1993, Т. 1. С. 15-17.
3. Алентьев А.Ю., Яблокова М.Ю. Связующие для полимерных композиционных материалов. 2010
4. Ананьин С.В.Композиционные Материалы Учеб. пос. Часть 2. – 2007
5. Platit AG, Каталог 2012, 47-ое издание.
6. Григорьев С.Н., Фёдоров С.В., Павлов М.Д., Окунькова А.А., Йе Мин Со. Комплексное модифицирование поверхности карбидного инструмента легированием NbHfTi с последующим нанесением износостойкого покрытия (TiAl)N // Трение и износ, 2013, т 34. №1, 21-27.
7. В. В. Углов, Н. Н. Коваль, А. К. Кулешов, Ю. Ф. Иванов, А. Д. Тересов, Е. А. Солдатенко. Структурно-фазовые превращения в поверхностных слоях твердого сплава в результате воздействия сильноточными электронными пучками // Поверхность. Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования, 2011, № 4, 50–58.
8. Зеликман А.Н., Никитина Л.С.; Вольфрам, Королев Ю.М., Фастовский В.С. Металловедение вольфрама, М 1978.
9. Писчасов Н. И., Николаев А. В. Модифицирование структуры и свойств твердых сплавов системы WC—Co сильноточными пучками заряженных частиц // Вестник Омского университета, 1996, Вып. 2, 39—43.

## АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ СПОСОБОВ ЛАЗЕРНОЙ РЕЗКИ ЛИСТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Кокорин М.В.<sup>2</sup>, Дьяков И.Ф.<sup>1</sup>, Поляков С.Ю.<sup>2</sup>,  
Филимонов В.И.<sup>1</sup>, Кокорин В.Н.<sup>1</sup>, Кутьюшкин М.И.<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия; [m.kokorin73@mail.ru](mailto:m.kokorin73@mail.ru)

<sup>2</sup>ОАО «Утес», Ульяновск, Россия

Развитие современного приборостроения определяется уровнем современного технологического и инструментального обеспечения реальных технологических процессов.

Лазерная резка и устройство для его осуществления может быть использовано в производстве для оперативного и высокоточного изготовления сложноконтурных деталей из листовых заготовок. Для обеспечения высокого качества резки измеряют среднестатистический предел величины изгиба заготовки, которую закрепляют и подвергают растяжению, создавая тем самым растягивающие напряжения, определяемые соотношением (1).

$$\sigma_p \chi \leq \sigma_y G V, \quad (1)$$

где  $\sigma_p$  - растягивающие напряжения, создаваемые в заготовке, МПа,  $\chi$  - теплопроводность материала заготовки, мм<sup>2</sup>/с,  $\sigma_y$  - предел упругости материала заготовки, МПа,  $G$  - среднестатистический предел величины изгиба заготовки, мм,  $V$  - скорость резки, мм/с.

На листовую заготовку через сопло резака подают сфокусированное лазерное излучение с заданным фокусным расстоянием и перемещают ее под лучом по заданному контуру. Устройство содержит источник лазерного излучения, зеркало, резака, платформу с зажимами для заготовки. Платформа установлена на координатном столе и содержит резьбовые направляющие для растяжения заготовки, которые представляют собой винтовые пары с лево- и правосторонней резьбой. Координатный стол управляется системой ЧПУ, связанной с источником лазерного излучения и с информационно-вычислительной системой через программный модуль, корректирующий контур реза пропорционально создаваемым в материале деформациям. Техническим результатом является повышение точности лазерной резки за счет обеспечения по всей поверхности листовой заготовки стабильного положения плоскости фокусировки линзы резака в процессе резки и обеспечения практически постоянной величины зазора между соплом резака и поверхностью заготовки.

Известен ряд технических решений, суть которых сводится к тому, что на поверхность листовой заготовки подают сфокусированное лазерное излучение и струю газа, заготовку перемещают в плоскости фокуса, нормально к оси оптической системы

[1]. Реализуется процесс газолазерной резки, состоящий из двух этапов: прожига первичного отверстия в материале и формирования зоны реза за счет перемещения заготовки по заданному контуру.

Размерное соответствие вырезанному detail определяется величиной и направлением осевого смещения фокальной плоскости фокусирующей системы относительно поверхности разрезаемой заготовки. Из-за изгиба заготовки, вызываемого термическими деформациями и высвобождением внутренних напряжений в материале, при резке меняется местоположение фокальной плоскости относительно поверхности материала, что вызывает изменение ширины и глубины реза.

Основной задачей, решаемой при лазерной резке, для получения высокого качества обрабатываемых деталей, является обеспечение постоянства фокусного расстояния линзы резака относительно поверхности заготовки. Достигается это за счет стабилизации зазора между торцом сопла резака и поверхностью разрезаемой заготовки. Стабильный зазор между подпружиненным резаком и поверхностью заготовки получают путем создания в зазоре воздушной подушки либо дополнительной подачи газа в замкнутую кольцевую полость вокруг сопла [2].

Недостаток данной технологии заключается в том, что баланс сил, создаваемых пружиной резака и давлением воздуха в зазоре между соплом и поверхностью заготовки, за счет которого стабилизируется фокусное расстояние линзы резака, нарушается в процессе резки из-за изменения среднего значения площади заготовки вокруг сопла при вырезании нескольких рядом близко расположенных деталей. Пружина резака совершает релаксационные автоколебания и дестабилизирует фокусное расстояние, что в свою очередь вызывает изменение ширины реза и, соответственно, размеры последующей детали отличаются от предыдущей.

В практике резки применяют способ лазерной обработки, при котором на листовую заготовку через сопло резака подают сфокусированное лазерное излучение с заданным фокусным расстоянием и поток газа, и осуществляют относительное перемещение резака по поверхности обрабатываемой заготовки вдоль плоскости обработки, обеспечивая постоянный прижим резака к поверхности обрабатываемого материала, при этом перед обработкой измеряют среднестатистический предел величины изгиба заготовки, ее укладывают на подпружиненную платформу, заданное фокусное расстояние кор

ректируют [3].

Установлен ограниченный диапазон толщин и наличия максимального среднестатистического предела величины изгиба разрезаемых заготовок. При вырезке малоразмерных деталей из тонколистовых заготовок, а также резке листовых материалов с высоким уровнем внутренних напряжений происходит изгиб заготовки, скомпенсировать который корректировкой фокусного расстояния по заявляемому соотношению не удастся.

Отмечается повышение точности лазерной резки путем обеспечения стабильного положения плоскости фокусировки линзы резака, в процессе резки по всей поверхности листовой заготовки, т.е. обеспечение практически постоянной величины зазора между соплом резака и поверхностью заготовки.

Данный результат достигается тем, что в способе лазерной резки, при котором на листовую заготовку через сопло резака подают сфокусированное лазерное излучение с заданным фокусным расстоянием и поток газа, перед резкой измеряют среднестатистический предел величины изгиба заготовки и закрепляют заготовку на платформе стола, например, за два противоположных края затем растягивают, создавая растягивающие напряжения.

Используют устройство для лазерной резки, содержащее лазер, зеркало, резак и стол. Заготовку перемещают под лучом по заданному контуру. В устройстве предусмотрена также платформа для заготовки, выполненная с возможностью перемещения и установленная на столе посредством пружин, кроме того, на нижней части платформы установлены микровыключатели, обеспечивающие аварийный останов лазерной установки при опускании платформы ниже предельно допустимого уровня [4].

Данное устройство имеет ограниченные функциональные возможности, связанные с постоянным контактом резака с поверхностью заготовки. Резак, установленный на поверхности заготовки с поджатием, неизбежно вызывает задиры и смещение фокального пятна. Платформа, выполненная с возможностью перемещения, не обеспечивает перпендикулярности оси луча к поверхности заготовки, что снижает качество реза и часть обработанных деталей не соответствует необходимым требованиям. К тому же резак, установленный на поверхности заготовки с поджатием, лишает лазерную резку важного достоинства - бесконтактности процесса.

При использовании данной технологии отмечается повышение точности лазерной резки при практически постоянной величине зазора между соплом резака и поверхностью заготовки путем обеспечения стабильного положения плоскости фокусировки линзы резака в процессе резки по всей поверхности листовой заготовки, за счет того платформа дополнительно содержит резьбовые

направляющие, которые представляют собой винтовые пары с лево- и правосторонней резьбой, при этом координатный стол управляется системой ЧПУ, связанной с информационно-вычислительной системой, например с компьютером через программный модуль, корректирующий контур реза пропорционально создаваемым в материале деформациям.

С целью исключения изгиба заготовки в процессе вырезания деталей в ней создают растягивающие напряжения [5]. Исследование и оптимизация режимов резания, также анализ размерностей позволил установить, что произведение среднестатистического предела величины изгиба заготовки  $G$  на скорость резки  $V$  близко к величине теплопроводности  $\chi$  исследуемых материалов.

Для более полного объяснения сущности решаемой задачи, обеспечивающей повышение точности вырезания деталей из листовой заготовки, воспользуемся представлениями о стационарных диссипативных структурах [6]. Листовая заготовка без натяга в процессе вырезания из нее деталей приобретает свойство неравновесной активной среды, в которой помимо локального высвобождения энергии и фрагментов самой среды имеется дальнедействующая обратная связь, осуществляемая через упругую деформацию. Согласно теории самоорганизации структур в неравновесных физических системах искомая заготовка должна эволюционировать из исходного в новое стационарное состояние. Сценарий перехода определяется свойствами материала листовой заготовки ( $G$ ,  $\chi$ ,  $E$ ) и скоростью распространения возбуждения, которую можно отождествить со скоростью лазерной резки ( $V$ ). В процессе физического моделирования было установлено, что исходный случайно ориентированный, малоразмерный изгиб листовой заготовки трансформируется в процессе вырезания из нее деталей, в крупноразмерную структуру седловидного типа. В декартовых координатах такая поверхность второго порядка описывается уравнением гиперболического параболоида (2).

$$z=x^2/a-y^2/b, \quad (2)$$

где  $a$  и  $b$  - коэффициенты на соответствующих осях, определяющие размер заготовки.

На основании вышеизложенного можно констатировать, что в процессе лазерной резки без предварительного натяга плоскость заготовки постоянно изменяет свое пространственное положение. Кардинально решить эту проблему можно путем предварительного натяжения заготовки по заявляемому соотношению.

Лазерную вырезку сложноконтурных деталей выполняли из заготовок размером 200 на 300 мм с точностью позиционирования 0,05 мм излучением YAG-лазера модели ЛТН - 103 на координатном столе, оснащенный ЧПУ «ТИКСИ -300М» с управлением от компьютера IBM через последова-

тельный интерфейс.

Лазерный резак содержал объектив с фокусным расстоянием 50 мм, диаметр сопла составлял 1,2 мм, а зазор между срезом сопла и поверхностью заготовки 1,0 мм. В резак подавали очищенный воздух давлением до 0,3 МПа. Заглубление фокуса относительно поверхности заготовки устанавливали на уровне 1/3 от толщины разрезаемого материала.

Среднестатистический изгиб определяли путем измерения заготовок с помощью индикатора типа «ИЧ» ГОСТ 577 - 68 на этапе физического моделирования.

Чертежи вырезаемых деталей создавали в программной среде AutoCAD - 2002, дооснащенной программным модулем пересчета ширины реза и декодировки полученного файла в коды системы ЧПУ, для управления координатным столом. Вырезали детали типа контрвочных шайб, замков, прокладок площадью от 400 до 1000 мм<sup>2</sup> из сталей: 12Х18Н10Т, 65Г, Ст20, толщиной от 0,2 до 1,5 мм при следующих режимах: мощность излучения 100-180 Вт; скорость резания 150-250 мм/мин;

давление воздуха 0,1-0,3 МПа; ширина реза 0,1-0,3 мм..

Создание в листовой заготовке растягивающих напряжений в соответствии с заявляемым соотношением обеспечивает поддержание постоянным фокусного расстояния в процессе резания на всей поверхности заготовки, позволяет изготавливать качественные детали без отклонений от заданных размеров, т.е. получать практически 100% годных деталей из каждой заготовки.

1. В.С.Коваленко, В.В.Романенко, Л.М.Олещук "Малоотходные процессы резки лучом лазера".-К.: Техника. 1987. -С.10
2. Патент России №1787321, В 23 К 26/14 «Способ лазерной резки», опубл.15.07.1994 г
3. Патент России №2102546, В 23 К 26/07 «Способ лазерной обработки», опубл.12.10.1997 г.
4. Патент России №2112636, В 23 К 26/08 «Способ лазерной обработки», опубл.10.06.1998 г.
5. А.Г. Аленицын, Е.И. Бутиков, А.С.Кондратьев, "Краткий физико-математический справочник". - М.: Наука, 1990, 224с.
6. А.Ю. Лоскутов, А.С.Михайлов, "Введение в синергетику" - М.: Наука. 1990, С.86-88.

## ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА КОНСОЛИДАЦИИ ПРИ ПРЕССОВАНИИ УВЛАЖНЕННОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОРОШКА

В.Н. Кокорин, А.А. Митюшкин

Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия, [omd@mf.ulstu.ru](mailto:omd@mf.ulstu.ru)

В современных условиях одной из наиболее актуальных задач промышленного производства является создание ресурсосберегающих высокоэффективных технологий получения продукции требуемых физико-механических, технологических и потребительских свойств, в частности высокоплотных деталей конструкционного назначения из порошковых материалов.

Номенклатура заготовок и деталей, полученных формованием и спеканием из порошков на основе железа с использованием традиционных технологий, ограничена из-за невозможности обеспечения высоких механических свойств деталей, имеющих существенный уровень остаточной пористости и низкое качество межчастичных контактов [1-2].

На кафедре «Материаловедение и ОМД» Ульяновского государственного технического университета разработан способ прессования увлажненного металлического порошка при внешнем температурном воздействии [3].

Данный способ позволяет получать изделия, остаточная пористость которых составляет 1-2% от теоретической плотности, что существенно повышает комплекс физико-механических, технологических и потребительских свойств.

В проведенных экспериментальных исследованиях были изучены основные характеристики уплотнения увлажненных порошковых материалов на основе железа.

Прессование осуществлялось на гидравлическом прессе модели ПГ-60 с использованием специализированной оснастки [4]

Использована механическая смесь: железный распыленный порошок марки АНС100.29 фирмы «Höganäs» с химическим составом, приведенным ниже (табл. 1) и жидкая составляющая (вода) при температурах:  $t = 5^{\circ}\text{C}$ ;  $20^{\circ}\text{C}$ ;  $100^{\circ}\text{C}$ .

Выбор температуры жидкой составляющей, определяется фиксированным изменением структуры и физико-механических свойств заполняющей фазы (плотность, вязкость, растворимость воздуха, сжимаемость и др.) при внешнем температурно-силовом воздействии.

Диапазон прикладываемых усилий определялся природой уплотняемого материала (железный порошок АНС100.29).

Выбор воды в качестве заполняющей жидкости определяется ее универсальностью, доступностью и дешевизной. Результаты экспериментальных исследований по изучению температурного воздействия на уплотняемую механическую смесь, представлены

на (рис. 1) в виде кривых уплотнения

Таблица 1. Характеристики железного порошка АНС100.29

Химический состав, % не более					
Fe	C		O <sub>2</sub> при нагреве в H <sub>2</sub>		
основа	0,024		0,17		
Гранулометрический состав порошка					
Размер, мкм	250...200	200...160	100...71	71...45	менее 45
Со-дер-жание, %	0...2	0...12	ост.	ост.	10...30

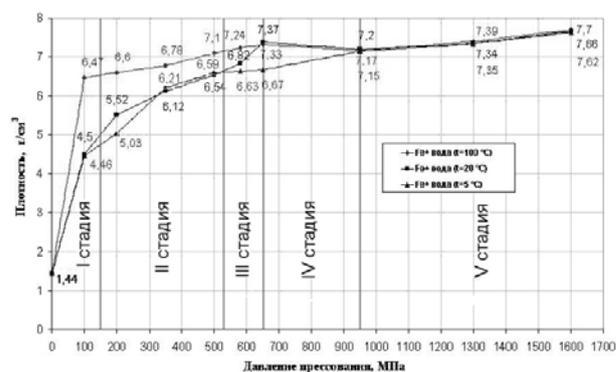


Рис. 1. Экспериментальные кривые уплотнения

Применение способа прессования увлажненного металлического порошка при температурном воздействии позволяет получать детали относительная плотность которых составляет  $\geq 82\%$  от теоретической на первой стадии уплотнения, при этом потребное давление прессования составляет 100 - 150 МПа, что дает возможность использовать данную технологию при изготовлении конструкционных деталей и заготовок машиностроительного назначения при минимизации энергосиловых режимов нагружения.

Радомыслевский И.Д. Металлокерамические конструкционные детали / Современные проблемы порошковой металлургии. Киев.: Наукова Думка. 1970. С. 162 – 188.  
Бальшин М.Ю., Кипарисов С.С. Основы порошковой металлургии. М.: Металлургия. 1978. 184 с.  
Рудской А.И., Кондратьев С.Ю., Кокорин В.Н., Митюшкин А.А. Способ прессования увлажненного металлического порошка при внешнем температурном воздействии // Патент России. № 2464126. 2012. Бюл. № 29.  
Кокорин В.Н., Митюшкин А.А. Пресс-форма для прессования порошковых увлажненных механических смесей при изготовлении высокоплотных изделий // Патент России № 107985. 2011. Бюл. № 25.

## ИНТЕНСИВНОЕ ПРЕССОВАНИЕ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ СО СДВИГОВЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Кокорин А.В., Сизов Н.А., Кокорин В.Н., Филимонов В.И.<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия; [omd@mf.ulstu.ru](mailto:omd@mf.ulstu.ru)

Развитие порошковой металлургии основывается в значительной мере на разработке и использовании новых прогрессивных технологий консолидации дисперсных металлов, направленных на существенную минимизацию остаточной пористости и создание благоприятной структуры материала.

Сотрудником кафедры «Материаловедение и ОМД» УлГТУ Кокориным В.Н. разработан способ прессования металлического порошка в присутствии жидкой фазы [1] при получении порошковых структур плотностью, приближенной к теоретической в результате перемещения одной из фаз структурно-неоднородного гетерофазного материала. Установлено, что при введении жидкости малой вязкости (например, воды, ацетона) в количестве 10...15 % массовой доли создаются условия формирования высокоплотных деталей с остаточной пористостью, не превышающей 3 %, что позволит использовать данную технологию для изготовления сильно нагруженных изделий машиностроительного назначения.

Предложена новая технология прессования увлажненных механических смесей с наложением ультразвуковых колебаний [2], позволяющая интенсифицировать процесс уплотнения дисперсных материалов. В результате исследований установлено, что при статическом уплотнении гетерофазных увлажненных механических систем с наложением на дисперсную структуру внешнего УЗ-воздействия в процессе уплотнения способствует равномерному распределению частиц порошка, вследствие чего общее напряжение деформируемого порошкового материала равномерно перераспределяется в прессовке. Распределение давления и плотности по объему прессовки становится более равномерным из-за снижения пристенного трения, а за счет снижения межчастичного трения достигается более плотная упаковка частиц порошка и соответственно более высокая плотность получаемого изделия. За счет возникновения эффектов кавитации увеличивается растворимость воздуха пор в жидкой фазе механической смеси, что увеличивает качество штампуемых изделий [3].

Выбор материалов для экспериментального исследования процессов уплотнения был предопределен наиболее распространенным видом металлопорошковой продукции конструкционного назначения, используемой в машино- и автомобилестроении (детали на железной основе). В экспериментальных исследованиях использован железный распыленный порошок марки АНС100.29 фирмы

«Höganäs» Швеция с химическим, гранулометрическим составом и технологическими свойствами, приведенными ниже (табл. 1).

Таблица 1. Железный порошок АНС100.29 (металлический порошок фирмы «Höganäs», Швеция)

Химический состав, % не более					
Fe	C				O <sub>2</sub> при нагреве в Н <sub>2</sub>
Основа	0,024				0,17
Размер, мкм	250-200	200-160	100-71	71-45	Менее 45
Содержание, %	0-2	0-12	Ост.	Ост.	10-30
Технологические свойства					
Насыпная плотность, г/см <sup>3</sup>			Текущность, сек/50 г		
2,95			25		

По экспериментальным данным построены кривые уплотнения (рис. 1) и определена стадийность уплотнения методом фиксирования характерных этапов структурообразования.

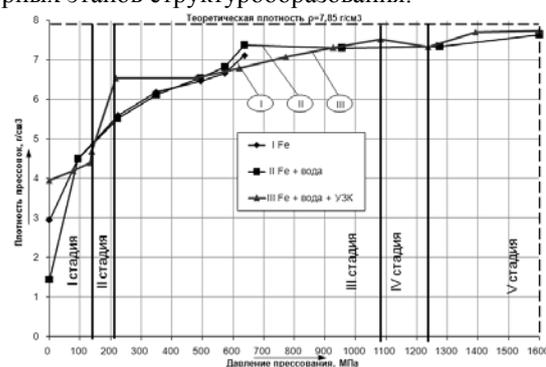


Рис. 1. Экспериментальные кривые уплотнения

При анализе кривых уплотнения, отмечено существенное отличие от классических кривых уплотнения увлажненных гетерофазных механических смесей, а также установлено изменение границ стадий прессования. На второй стадии прессования наблюдается резкое увеличение плотности прессуемого изделия до  $6,5 \text{ г/см}^3$  при давлении 200 МПа. При прессовании сухого порошка данный уровень плотности достигается лишь на третьей стадии при давлении 550 МПа, что позволяет существенно снизить энергосиловые параметры используемого оборудования при изготовлении деталей конструкционного назначения. На пятой стадии прессования достигается плотность  $7,69 \text{ г/см}^3$ , что соответствует 99% от теоретической плотности компактного материала.

В экспериментальных исследованиях по изучению явления межчастичного сращивания в процессах, сопровождающихся интенсивным

структурным уплотнением, - на третьей, четвёртой и пятой стадиях уплотнения, а также структурной деформацией на первой и второй стадиях был проведён анализ структурообразования с использованием методов металлографии. В работе были использованы цилиндрические образцы, полученные прессованием и спеканием в среде эндогаза. Образцы, соответствующие характерным стадиям уплотнения, заливались в пластмассу с использованием прибора «Prestopress», затем подвергались последовательному шлифованию на крупнозернистой, среднезернистой и мелкозернистой наждачной бумаге. Окончательная доводка образцов производилась полированием (шероховатость поверхности Ra 0,2...0,4 мкм).

В экспериментальных исследованиях структурообразования проведено измерения твёрдости (HRB) на приборе ПМТ-3 при нагрузке на алмазную пирамидку 0,5Н. Исследованию подвергались образцы, полученные на пятой стадии уплотнения (образцы имели следующие геометрические соотношения:  $1 < H/d < 3$ ). Схема подготовки образцов и измерений приведена на рис. 2. Характеристика распределения твёрдости по сечениям, представлена в таблице 2.

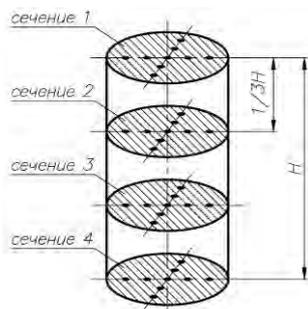


Рис. 2. Схема подготовки образцов и измерения твёрдости

Таблица 2. Распределение твёрдости по сечениям образца

Сечение	Расстояние от центра образца, мм	Твёрдость, HRB	Сечение	Расстояние от центра образца, мм	Твёрдость, HRB
1	0	55	3	0	53
	4,3	59		4,5	55
	8	63		7	58
	0	55		0	53
	4,5	58		4,5	57
	8	65		8	60
2	0	54	4	0	55
	4,5	55		4	57
	7,5	52		7,5	60
	0	54		0	55
	4	54		4	57
	8	51		8	58

Анализ результатов механических испытаний, приведённых выше, позволил установить: а) высокий

уровень гомогенности структуры; б) уровень твёрдости структуры соответствует твёрдости беспорового материала (феррита) – HB60...100. Твёрдость полученной структуры (HB) варьировалась в диапазоне: min- max HB 94...114.

## Выводы

1. Экспериментально установлены общие закономерности постадийного уплотнения гетерофазных увлажненных механических систем. Предложено рассматривать процесс уплотнения как пятистадийный.

2. Установлено явление межчастичного сращивания на завершающих стадиях интенсивного прессования (уплотнения), что определяет существенное повышение уровня физико-механических свойств отпрессованных заготовок.

3. Изучение поровой структуры с использованием методов микроскопии и физического материаловедения позволило установить объем, структуру, типоразмеры и топологию пор. Подтверждено, что на пятой стадии уплотнения наблюдается структура теоретической плотности, при этом, установлен характер образования и последовательности развития межзеренных и межчастичных контактов: равновесное состояние – неравновесное – равновесное.

4. Анализ структурообразования позволил установить, что на четвертой и пятой стадиях уплотнения наблюдается интенсивный рост зерен за счет объединения в единый конгломерат смежных зерен (межкристаллитное сращивание).

5. Установлено, что завершение образования блоков мозаики наблюдается на пятой стадии, где моделируется регламент экструзии за счет интенсивного структурного деформирования («скелетного» схлопывания). Установлено увеличение размеров зерен (блока мозаики): максимальных – более, чем в три раза, причем, соотношение между размерами представительного элемента (зерна)  $\max/\min > 150$ , что подтверждает выводы о создании на пятой стадии уплотнения системы структурного энергетического баланса с необратимым характером единичных повреждений, характеризующейся образованием новых межзеренных границ при достижении энергетического барьера схлопывания дефектов структуры.

1. Патент 2399458 РФ. Способ прессования высокоплотных заготовок и деталей из металлического порошка в присутствии жидкой фазы / В.Н. Кокорин. – Оpubл.2010, Бюл.№26.
2. Кокорин В.Н. Способ прессования с наложением уз-воздействия увлажненных механических смесей на основе железа / В.Н. Кокорин, В.И. Филимонов, Н.А. Сизов, Д.П. Груздев // Вестник УлГТУ. – Ульяновск: УлГТУ, 2012. – С. 24-27.
3. Теория и практика процесса прессования гетерофазных увлажненных механических смесей на основе железа / А.И. Рудской, В.Н. Кокорин., В.И. Филимонов, Е.М. Бульжеев, С.Ю.Кондратьев. – Ульяновск: УлГТУ, 2012. – 246 с.

## ИННОВАЦИИ В МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН

В.А. Комаров<sup>1</sup>, В.В. Плешаков<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики; [komarovva11@rambler.ru](mailto:komarovva11@rambler.ru)

На основе теоретических положений новой импульсной теории резания [1-3], выявлены новые закономерности, связывающие параметры точности и жесткости системы станок-приспособление-инструмент-заготовка, а также элементы конструкции инструмента и режимы резания с износом режущего материала и качеством обработанной поверхности. Они позволяют проводить выбор марки материала его режущей части, покрытия и режимами резания, обеспечивающими максимальную производительность при наибольшей износостойкости инструмента; обеспечивать требуемую шероховатость поверхности, соизмеримую с отделкой ( $R_a 0.16$  мкм) сразу при выполнении черновой часто называемой обдирочной операции при любой твердости обрабатываемого материала (до HRC68). Использование как известных, типовых инструментов, так и вновь проектируемых на расчетных режимах резания позволяет увеличивать в несколько раз производительность изготовления деталей, а их ресурс на порядок, а также исключать образование дефектов сопутствующего шлифованию.

**Механическая обработка литейных алюминиевых сплавов и сталей без использования вредной охлаждающей жидкости.** Эта задача была поставлена фирмой Дженерал Моторс (GM). В настоящее время на заводах фирмы механическая обработка металлических деталей проводится с использованием охлаждающей жидкости, что ухудшает условия труда и требует больших затрат на утилизацию этой смазочно-охлаждающей жидкости ~\$700 млн. в год.

Для решения таких задач в 2007 году создана совместная лаборатория между нашим университетом и корпорацией GM. Она основана на импульсной теории резания, предложенной д.т.н. профессором Комаровым Владимиром Алексеевичем в 1980х годах и широко апробирована на целом ряде заводов. Она позволяет в комплексе рассмотреть систему станок-инструмент-деталь и определять оптимальные режимы резания для обеспечения наибольшей производительности и наибольшей стойкости инструмента при обработке даже таких труднообрабатываемых материалов как молибден, титановые сплавы и пр.

Решая ее, рассмотрено решение двух проблем: сверление без охлаждающей жидкости литейных алюминиевых сплавов 319 и 380 и рассверливание предварительно пролитых отверстий в образцах из сплава 380.

**Сверление литейных алюминиевых сплавов.** Простое удаление охлаждающей жидкости приводит к быстрой адгезии легкоплавкого алюминия на рабочей поверхности сверла, заклиниванию сверла в отверстии и

его поломке. Так, переход от сверления с охлаждающей жидкостью к «сухому» сверлению сплава 319 без каких-либо дополнительных изменений технологии сверления уменьшает число просверленных отверстий с нескольких тысяч до 20-30.

Эта импульсной теории резания позволила рассчитать оптимальные режимы «сухого» сверления с учетом физико-механических и теплофизических свойств материала сверла, его конструкторских параметров и физико-механических и теплофизических свойств обрабатываемого алюминиевого сплава. Кроме изменения режимов были внесены и некоторые другие изменения технологии: обдувка сверла воздухом под высоким давлением, изменение конструкции сверла, выбор сверла с определенными конструктивными особенностями и т.д. Разработана технология сухого сверления сплавов 319 и 380 (глухие отверстия диаметром 6.35 мм или 6,5 мм, глубиной 19 мм). Производительность сверления глухих отверстий возросла по сравнению с базовой, выполняемой на заводах GM с применением охлаждающей жидкости в 2.5 раза. Стойкость сверл составила более 40 тысяч отверстий.

Разбивка отверстий при сверлении составила 2-5 мкм, шероховатость поверхности -  $Ra 0,63 - 1,23$  мкм. Производительность (подача) предложенной технологии «сухого» сверления превосходит производительность используемой в настоящее время технологии сверления с охлаждающей жидкостью. Это означает, что переход на новую технологию сверления не только избавит от использования вредной охлаждающей жидкости, но и повысит производительность труда - позволит уменьшить число станков и обслуживающий персонал.

**Растачивание литейных алюминиевых сплавов.** В ряде деталей (например, коробка клапанов) имеются предварительно пролитые отверстия, которые нужно растачивать или развертывать до нужного диаметра. Для решения этой задачи (без охлаждающей жидкости) были сконструированы и испытаны несколько видов торцевых разверток. Испытания показали, что для растачивания небольших отверстий - с 7 мм до 8 мм - пригодны развертки с малым числом режущих элементов - не более 2-х.

Пользуясь импульсной теорией резания, рассчитаны режимы развертывания для этих разверток и успешно рассверлили отверстия (без охлаждающей жидкости) на высоких оборотах шпинделя и очень высоких подачах. Качество отверстий и стойкость инструмента оказались очень высокими.

После растачивания 25000 отверстий обнаружить какой-либо износ на режущих поверхностях при 50 кратном увеличении не удалось. Очень высокое качество получаемых отверстий (разбивка отверстий -1.5-2 мкм, шероховатость поверхности – Ra0,16 -0,32 мкм).

**Эффективная технология изготовления штампов и пресс-форм из закаленной стали.** Изготовление штампов и пресс-форм – трудоемкий и дорогостоящий процесс. Для этого преимущественно используют легированные инструментальные стали, имеющие высокую твердость (HRC58-62). Трудоемкость изготовления этих изделий определяется необходимостью выполнения трех типов операций: черновой, чистовой, отделочной. Чистовая и отделочная операции осуществляются преимущественно абразивными инструментами. Черновую обработку проводят на отожженной стали, после чего штамп подвергают закалке и отпуску и затем размеры штампа, изменившиеся в процессе термической обработки, доводят чистовой обработкой. Для получения высокого качества поверхности применяют шлифование. Операции шлифования являются дорогостоящими, в них трудно обеспечить высокое качество поверхностного слоя и исключить образование прижогов и шаржирование поверхности абразивом.

Разработана прогрессивная технология изготовления штампов и пресс-форм без применения охлаждающей жидкости. При этой технологии заготовка штампа сначала подвергается высокотемпературной термической обработке, а потом вместо нескольких операций (черновых, получистовых, чистовых и отделочных) выполняется одна операция специальным или традиционным режущим инструментом, например, фрезой. При этом высокие стойкость инструмента, производительность и качество обрабатываемой поверхности обеспечиваются выбором специальных режимов резания, формы и конструкции инструмента, упрочняющими покрытиями. Без таких оптимальных режимов резания стойкость инструмента при обработке закаленной стали оказывается низкой и практически обработка оказывается неосуществимой. Расчет режимов резания проводится на основе импульсной теории резания [1].

Задача решалась в два этапа: на первом этапе были исследованы различные типы покрытий для повышения стойкости инструмента. Было исследовано около двух десятков различных типов покрытий, наносимых на твердосплавные фрезы диаметром 8 мм с четырьмя режущими элементами. Фрезеровалась плита из стали X12VM твердостью HRC52-53 и определялась стойкость фрез по пути резания каждой режущей кромки (табл.). В результате стойкость инструмента была повышена в десятки раз. Наилучшими покрытиями оказались TiAlN, TiBCrN, TiCrSiCN.

По новой технологии изготовлена серия штампов и демонстрационных образцов. Обработка высокотвердых рабочих поверхностей образца матрицы осуществлялась за один технологический переход.

Использовано два инструмента конструкции фирмы SANDVIK Coromant. Фреза концевая общего

Таблица. Результаты испытания твердосплавных фрез без покрытий и с покрытиями

Покрытие	Путь резания каждой режущей кромки, м	Мощность на шпинделе, кВт
Без покрытия	315	1.9
TiN	480	1.6-1.7
TiBCrN	3456	1.4-1.5
TiCrSiCN	3456	1.3-1.4
TiAlN	7380	1.05

назначения, диаметром  $\varnothing 8$  мм.  $Z_{и} = 4$ , и фреза концевая общего назначения, диаметром  $\varnothing 2$  мм.  $Z_{и} = 3$ . Материал ВК6 с покрытием Ti-AL-N (алюмонитрид). Перед нанесением покрытия форма режущих кромок менялась. Для обработки плоскостей на глубину 0.25 -0.3 мм за проход применялось строчечное фрезерование. Обработка отверстий осуществлялась плунжерным фрезерованием по методу обкатки фрезой  $\varnothing 8$  мм.

Согласно расчетам по уравнениям, обработка фрезой  $\varnothing 8$  позволяет иметь высокую скорость резания и продольную и очень высокую подачу  $S_m$ , т.е. время одного хода фрезы по плоской поверхности составляло менее 4 секунд. Поэтому время обработки одного отверстия на глубину 5 мм составило 2 секунды. Фрезы  $\varnothing 8$  работали до износа по задней грани  $h=7$  мкм, проходя путь резания  $L=10$  км. Износ по передней грани не был обнаружен. Применение чистовых концевых фрез  $\varnothing 8$ ,  $Z_{и} = 8$  и специальной переточки режущих кромок зубьев позволяет, при сохранении той же износостойкости, вести обработку данной стали с подачей  $S_m = 4500$  мм/мин (75 мм/с), т.е. время прохода при удалении припуска  $t=0.25$  мм, равно 1.2 с. Время фрезерования отверстия на глубину 5 мм составляет всего 0.6с, при обеспечении шероховатости обработанной поверхности  $R_a 0.16$  мкм.

Таким образом, расчет режимов резания позволил не только решить задачу создания ресурсосберегающего технологического процесса изготовления пресс-формы, но и добиться высокой износостойкости инструмента, что существенно меняет представления о характере износа при резании высокотвердых, закаленных материалов [2].

**Сверление молибдена.** При сверлении молибдена, имеющего высокий предел прочности 900 МПа, высокую температуру плавления - 2622<sup>0</sup>С и очень низкую теплопроводность  $\lambda_m = 1.46$  Вт/м<sup>0</sup>С, неизбежно нагревание материала режущей части сверла у перемычки до весьма высоких температур, приводящих, как правило, к его деструкции или отпуску, т.е. к потере режущих свойств – катастрофическому износу. Поэтому выбор оптимальных режимов сверления молибдена, обеспечивающих хотя бы достаточную стойкость инструментов - очень сложная задача. В настоящее время в промыш-

ленных условиях сверление глухих отверстий сверлами диаметром 0.5–1 мм, изготовленными из твердого сплава ВК-6, ВК-8, в изделиях из молибдена осуществляется с применением охлаждающей жидкости на весьма разнообразных режимах резания. Как правило, долговечность сверл мала и составляет всего 1–2 отверстия глубиной 20мм до поломки сверла. Время сверления в лучших случаях составляет 12 секунд.

Пользуясь уравнениями импульсной теории резания, были определены оптимальные режимы сверления сверлами молибдена сверлами, изготовленными из твердого сплава ВК-6, диаметром  $\varnothing 0.5$  мм. Предварительные испытания партии сверл позволили получить от 12 до 40 глухих отверстий до разрушения сверл без их переточки при времени сверления на ту же глубину 2 секунды, что подтверждает эффективность расчета режимов сверления молибдена.

**Нарезание резьбы метчиками на гайконарезных автоматах.** Применение изогнутых гайконарезных метчиков с измененной конструкцией режущей части и новых режимов резания на Орловском Сталепрокатном заводе (СПЗ) позволило, при резьбонарезании гайки М16х2 из материала ст.20 получить следующие результаты - производительность 24 гайки в мин. (базовая 16 гаек в мин.), стойкость 11000 гаек до переточки метчика (базовая 3000 гаек). Производительность метчиков М10х1 65 гаек в мин., (базовая 30), стойкость 50000 гаек (базовая 5000).

Таким образом, экономическая эффективность определяется снижением расхода инструментов в 2 или 10 раз, ростом производительности в 1,5-2 раза.

**Высокоскоростная обработка керамических материалов.** Борнитит (ТУ 301-02-26-89) керамический материал, представляющий собой химическое соединение бора и азота. Его главное достоинство - химическая чистота и малая химическая активность делают его достаточно используемым при изготовлении изделий специального назначения. Для соблюдения химической чистоты детали из борнитита обрабатывают резанием, несмотря на высокую хрупкость данного материала.

Данные исследования позволили рекомендовать высокоскоростное точение для обработки керамики - борнитита на станках повышенной точности и жесткости. Удаляемый за проход припуск составил 0,1мм. Это делает процесс высокоскоростного точения более предпочтительным по сравнению со шлифованием, поскольку при последнем нет полной гарантии отсутствия шаржирования обработанной поверхности абразивом.

Разработан процесс фрезерования узоров на полудрагоценном камне - яшмы твердостью 10 единиц по Шору твердосплавной фрезой оригинальной конструкции, диаметром  $\varnothing 2$ (мм) с покрытием Ti–Al–N.

Стойкость фрезы составила 18км длины удаленной стружки каждым режущим зубом фрезы до истирания

режущих граней на глубину около 3мм. Скорость подачи фрезы составила - 15 мм/с.

**Высокоскоростное резание титановых сплавов марки.** Реализована опытная высокоскоростная механическая обработка титановых сплавов (ВТ-6, ВТ-8). На операциях фрезерования за проход удалялся припуск 4-7 мм. Скорость резания в зависимости от диаметра фрезы составляла 28- 45м./с. Шероховатость обработанной поверхности Ra=0,1мм. При резании без охлаждения нагрев поверхности от температуры окружающей среды составил 1°C. При использовании водной эмульсии поверхность охлаждается до 0 °C и ниже в зависимости от времени резания.

**Сверление алюминиевого сплава АК6М2.** В настоящее время в промышленных условиях сверление глухих отверстий сверлами диаметром 6.35 мм., изготовленными из быстрорежущей стали, в изделиях из алюминиевых сплавов типа силумин проводится с применением охлаждающей жидкости на режимах резания:  $S_0 = 0.13$  мм/об.,  $n = 3075$  об/мин, ( $V=62$  м/мин,  $S_m = 400$  мм/мин). На некоторых предприятиях, где используются высокоточные современные, высокоскоростные станки и твердосплавные сверла, подачи достигают  $S_m = 1800 - 3600$  мм/мин.

Пользуясь соотношениями импульсной теории резания, были определены оптимальные режимы сверления алюминиевого сплава АК6М2 сверлами из быстрорежущей стали и твердого сплава без применения смазывающих охлаждающих жидкостей. Для используемого станка фирмы XASS и высокоточных инструментов (сверл) позволяло при высокой скорости резания установить подачу  $S_m = 7200 - 10000$  мм/мин. Стойкость сверл, определяемая ростом мощности сверления в два раза, составила 60000 – 120000 отверстий глубиной 19мм.

Таким образом, применение импульсной теории резания позволяет разрабатывать технологические процессы обработки изделий из различных материалов, обеспечивающие требуемое качество, повышение производительности обработки, стойкости инструмента и ресурса металлообрабатывающего оборудования.

1. Комаров В.А. Повышение эффективности технологических процессов на основе совершенствования обработки резания. М.: Из-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2002г. 120с.
2. Комаров В.А., Плешаков В.В., Шептунов А.С., Шурпо А. Н. Повышение эффективности сухого сверления алюминия и его сплавов // Конструкторско-технологическая информатика («Engineering and Design Technology Informatics»). №4. – М.: ИКТИ РАН, 2013.6с.
3. Комаров В.А., Абрамович А.Л., Мещерякова Т.Ф. Подтверждение импульсного характера разрушения материалов на основе металлофизического анализа образцов стружки //Техника. Технология. Управление. 1992г, №2, с.13.

## ЭНЕРГОТРАСПОРТИРУЮЩИЕ ПОЛИМЕРНЫЕ КОМПОЗИТЫ И ПРИМЕРЫ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ В ОБЪЕКТАХ НОВОЙ ТЕХНИКИ

В.С. Кондратенко<sup>1</sup>, Ю.И. Сакуненко<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Московский государственный университет приборостроения и информатики [vsk1950@mail.ru](mailto:vsk1950@mail.ru)

<sup>2</sup> ООО «Спецпласт-М» [teplostok.plastic@gmail.com](mailto:teplostok.plastic@gmail.com)

Внедрение в нашу жизнь новых материалов всегда было и будет одним из самых эффективных рычагов развития технологий. Реальные прорывы в современной технике непосредственно связаны с освоением технологий производства новых материалов. В авиации они совпали с внедрением алюминия, титана и углепластиков, в атомной промышленности с выделением урана, в электронике с освоением производства кремниевых структур. Появление принципиально новых (не ископаемых), а – полностью искусственно созданных человеком – высокомолекулярных материалов (пластмасс) также в свою очередь существенно изменило окружение человека. Содержание пластмасс в таких «высокотехнологичных» изделиях, как телефоны, автомобили составляет 40-70%. Пластмассы последовательно вытесняют в технике металлы. Основным мотивом такой замены является более низкая себестоимость изделий из пластика по сравнению с металлическими.

Однако, в областях т.н. «новой техники» (НТ) «степень» проникновения пластиков, существенно уступает общепромышленному уровню. Одной из главных, объективных причин этого является высокий уровень удельной энергонасыщенности изделий НТ. Для них характерно интенсивное превращение потребляемых ими видов энергии (в основном электрической и химической) в «полезную» работу (например, генерацию света, выдачу управляющих электрических команд, перемещение груза и т.д.) и в неизбежно выделяющееся тепло. Практика разработки изделий НТ постоянно подтверждает важность оптимальной организации энергообмена (в т.ч. и теплообмена) для обеспечения требуемых уровней их надёжности и эффективности конструируемых изделий.

При альтернативе выбора «металл – пластик» проектанты НТ выбирают сегодня металл несмотря на видимые преимущества пластиков в себестоимости и весе. Такой выбор носит фундаментальный характер – металлы в отличие от пластиков прекрасно проводят (транспортируют) все три основных вида энергии: механическую, тепловую и электрическую. Все же без исключения пластики в силу своей высокомолекулярной природы одинаково плохо проводят и тепло и электричество (тепло в среднем в 1000 раз, а электричество в  $10^{13}$  раз хуже металлов). Именно это и не позволяет в настоящее время пластикам заменить металлы в изделиях НТ, а их проектантам воспользоваться экономическими и техническими, в первую

очередь, весовыми преимуществами пластиков.

Однако такое положение может быть изменено за счёт активно развивающегося в последние годы нового класса пластиков – энерготранспортирующих полимерных композитов (трансэнергопластиков).

**Трансэнергопластики** – это пластики с принципиально лучшими по сравнению с обычными пластиками способностями проводить тепло и электричество. В зависимости от вида передаваемой энергии они подразделяются на электропроводящие и теплопроводящие пластики.

### Электропроводящие пластики

По величине поверхностного электрического сопротивления  $R_s$  от них *классифицируются* на:

**АНТИСТАТИЧЕСКИЕ** ( $R_s$  от  $10^9$  до  $10^7$  Ом), предотвращают скопление на своей поверхности электростатических зарядов, предназначены для работы в взрывоопасных условиях: шахты, рудники, нефтегазопромыслы, химические производства, склады специального хранения.

**ЭЛЕКТРОРАССЕИВАЮЩИЕ** ( $R_s$  от  $10^7$  до  $10^5$  Ом) – специальная «тара спутник» для производства микрочипов **ЭЛЕКТРОПРОВОДЯЩИЕ**, ( $R_s$  от  $10^5$  до  $10^2$  Ом) – корпуса, тара, детали специальных устройств.

**ВЫСОКОЭЛЕКТРОПРОВОДЯЩИЕ**, ( $R_s$  от  $10^2$  до 1 Ом) – катоды и аноды электролизных устройств, кабели электрохимической защиты, защита металлоконструкций от коррозии. Пример применения высокоэлектропроводящих пластиков – **высокочувствительные гидросенсорные кабели**. Причиной многих техногенных происшествий являются события, связанные с несанкционированным воздействием на технические объекты воды (наводнения, прорывы трубопроводов, затопления и т.д.). Наличие систем сигнализации о наступлении критических ситуаций, связанных с водой являются обязательным требованием практически для всех технически сложных объектов.

Центральными элементами таких систем являются датчики воды. Большинство из них это – точечные датчики, срабатывающие при замыкании двух их контактов.

Понятно, что для эффективного контроля протяженных объектов (например, системы горячего водоснабжения, паропроводов, серверные и т.д.) необходимо большое количество датчиков, каждый из которых должен иметь свою линию коммутации. Для «долгоживущих», не подверженных коррозии

сенсорных поверхностей датчиков воды необходимо использовать дорогостоящие коррозионно-стойкие покрытия из благородных металлов.

В то же время существуют другие технические решения, основанные на свойствах электропроводящих пластиков, позволяющие принципиальным образом расширить возможности гидровозможности сенсорных систем и при этом радикально снизить их стоимость. Это - т.н. гидросенсорные кабели, в которых в качестве ключевого сенсорного элемента используются провода с внешней оболочкой из гибкого высокоэлектропроводящего полимерного композита. На рис.1 приведена конструкция [1] высокочувствительного гидросенсорного кабеля, сенсорный элемент которого изготовлен из электропроводящего полимерного композита. Поступающая вода 5 благодаря гидрокапиллярному эффекту внутри изолирующего жгута 4 замыкает электропроводящие полимерные оболочки 2 параллельно проложенных сенсорных жил 1. Возникающий в результате этого и обработанный по соответствующему алгоритму электрический сигнал  $U_1$  отображается в виде координат затопления на контрольном интерфейсе системы.

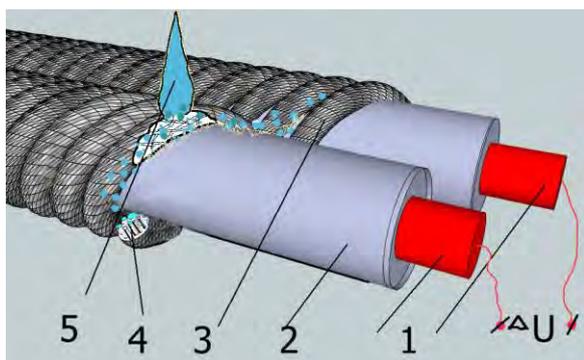


Рис. 1. Схема гидросенсорного кабеля.

Экспериментально подтвержденная чувствительность такого кабеля (сенсор из российского композита «УЛЬТРОМ 7») позволяет уверенно детектировать появление ничтожных от 0,05г воды или водяного пара. Благодаря присущей пластикам химстойкости, эти кабели могут долгие годы работать в коррозионоактивных средах.

### Теплопроводящие пластики

Первые теплопроводящие или теплоотводящие пластики разработаны в конце 90х г по заказу NASA для систем пассивного охлаждения бортовой радиоэлектроники. Условная (по коэффициенту теплопроводности  $\lambda$  W/m K) классификация представленных на рынке композитов - «Начальный» уровень (1 - 3 W/m), «Средний» уровень (3-8 W/m K), «Высокий уровень» (8-25 W/m K). Для справки, теплопроводность обычных пластиков 0,15-0,25 W/m K, т.е. в среднем в 30-50 раз меньше. Основная «ниша» материалов «среднего» уровня - за-

мена металлов (в первую очередь алюминия) в системах естественного охлаждения, к которым относятся 70-80% охлаждающих систем. Возможность такой замены показана теоретически - существование т.н. предельных эффективных значений коэффициентов теплопроводности 5-10 W/mK охлаждаемых массивов, превышение которых уже практически не приводит к увеличению эффективности их охлаждения на воздухе. Эти утверждения неоднократно подтверждены и экспериментально [2]. При практически равной с алюминием и медью теплоотводящей способностью одинаковые изделия изготовленные из теплопроводящего пластика весят от двух до пяти раз легче, а их себестоимость в 2-6 раза меньше металлических. Введение в состав теплоотводящих пластиков некоторых видов «углерод-углеродных» наполнителей позволяет этим материалом эффективно поглощать электромагнитные излучения в широком диапазоне частот. Поэтому изготовленные из них радиаторы, например, для мощных микропроцессоров лишены присущего алюминию т.н. «антенного эффекта».

Если в подшипниках трения применить опоры из теплоотводящего пластика, то выделяющееся при трении тепло эффективно отводится из зоны контакта на периферию, и не спровоцирует его местный перегрев и разрушение, как у обычных пластиков. Это позволяет в разы увеличивать допустимые скорости вращения и нагрузки для этих узлов трения.

Пример использования теплопроводящих пластиков - **фронтальная система охлаждения высоко-мощных светодиодных кластеров.**

Выделяющееся при работе генерирующих свет кристаллов тепло необходимо постоянно отводить в окружающее пространство. В противном случае возникает его перегрев, резко сокращающий ресурс работы кристалла. Традиционно охлаждение кристаллов осуществляется с помощью пластинчатых алюминиевых радиаторов, расположенных с задней, тыловой стороны кристалла. Расширить возможности охлаждения светодиодов позволяет новый « фронтальный способ охлаждения» светодиодов [3], предусматривающий дополнительное размещение радиаторов на лицевой, фронтальной стороне платы со светодиодами. Одновременно эти радиаторы являются и монтажной основой для оптических элементов светильника. К таким радиаторам предъявляются строгие требования по точности изготовления, они имеют сложную форму и должны безукоризненно вписываться в т.н. «мертвые оптические зоны» светодиодных кластеров. При традиционном изготовлении из алюминия эти требования резко увеличивают стоимость светильника и практически нивелируют все преимущества фронтального охлаждения.

Замена алюминия российским теплоотводящим полимерным композитом «ТЕПЛОСТОК Т6-Э5-7» в светодиодных светильниках позволи-

ло [3] полностью реализовать охлаждающий потенциал фронтальной системы охлаждения светодиодов и в 5-10 раз снизить массу и габариты мощных LED светильников (Рис. 2).



Рис.2. Светильники 10W с фронтальным охлаждением, изготовленные из теплопроводящего пластика. В середине заднего плана – типичный «рыночный» светильник той же мощности (10W) из алюминия.

### Заключение

Энерготранспортирующие полимерные композиты (трансэнергопластики) представляют разработчикам НТ реальную возможность для кардинального снижения веса, размеров и себестоимости большого круга проектируемых ими энергонасыщенных изделий.

### Литература:

1. Сакуненко Ю.И., Кондратенко В.С. Датчик утечек электропроводящих жидкостей// Патент РФ по заявке №2013155730 от 17.12.2013.
2. Сакуненко Ю.И., Кондратенко В.С. Светодиодный светильник// Патент РФ №130669 по заявке №2012156727 от 26.12.2012.
3. Кондратенко В.С., Сакуненко Ю.И. Фронтальная система охлаждения светодиодных приборов с помощью теплоотсеивающих пластмасс // «Приборы». №11. 2013. Москва. С.30-34.

## ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИТОВ С ТРЕБУЕМЫМИ СВОЙСТВАМИ НА ОСНОВЕ СТРУКТУРНОГО ПОДХОДА

И.В.Кочешков,

МГТУ им. Н.Э.Баумана, E-mail: [kiv5104@yandex.ru](mailto:kiv5104@yandex.ru)

**Аннотация.** Композиционный материал в работе рассмотрен как система, состоящая из своеобразных структурных элементов, характеристики и условия взаимодействия которых формируются под действием технологических факторов. Своеобразие структурных элементов определяет особенности механизмов разрушения композитов и реализуемый уровень свойств. Приводятся экспериментальные и теоретические подтверждения правомерности такого подхода. Предлагается методика оптимизации режимов получения композиционных материалов с требуемым уровнем свойств, основанная на структурном подходе.

Применительно к композиционным материалам в качестве элементов структуры чаще всего рассматриваются компоненты, из которых состоит композит, а именно: отдельные слои разных материалов, частицы, волокна или матричный материал, который придает единство всем компонентам композита. Более правильно, под структурными элементами композитов понимать отдельные комплексы, образованные компонентами композиционного материала, многократно повторяющимися в нем и обеспечивающие уникальность свойств. Такой подход более точно отражает сущность композитов, потому что свойства композиционных материалов определяются своеобразием их структурных элементов, которые обладают определенными характеристиками, характером взаимного расположения, типом связи и механизмами взаимодействия в процессе эксплуатации. Структурный подход позволяет целенаправленно формировать необходимые характеристики структурных элементов композиционного материала в процессе его изготовления и, таким образом, получать композиты с требуемым комплексом свойств.

Многообразие видов композиционных материалов и требований, предъявляемых к ним, предполагает многообразие видов структурных элементов, их характеристик и механизмов «работы» в материале в процессе эксплуатации. В данной работе предлагаемый структурный подход реализуется применительно к волокнистым композиционным материалам (ВКМ), как одному из наиболее распространенных, в настоящее время, видов композиционного материала.

Применительно к волокнистым композиционным материалам в качестве структурного элемента выступает отрезок упрочняющего волокна критической длины  $l_{c \min}$ , окруженный слоем матричного материала (рис. 2а). Под минимальной критической длиной структурного элемента  $l_{c \min}$  понимается длина, равная удвоенной длине передачи нагрузки через материал-матрицу к волокну, рассчитанная в предположении упругого деформирования компонентов [1]. Подобный структурный элемент характеризуется прочностными свойствами и

структурой границы раздела волокно-матрица, свойствами матричного материала, а также условиями взаимодействия данного структурного элемента со структурными элементами, расположенными в непосредственной близости от него. Именно эти характеристики определяют механизмы разрушения отдельных структурных элементов и, в конечном итоге, к характеру разрушения и уровню реализуемых свойств ВКМ.

Перечисленные характеристики структурного элемента зависят от технологии и конкретных режимов получения волокнистого композиционного материала. В виду многообразия видов и технологий изготовления ВКМ, реализацию структурного подхода рассмотрим на примере получения композита с требуемым комплексом свойств, в качестве исходных компонентов которого используются алюминиевая фольга и волокна бора. Протекание процессов формирования структурных элементов такого ВКМ может быть описано математически. В работе [2] выполнен анализ силовых условий процесса горячего прессования чередующихся монослоев, состоящих из алюминиевой фольги и волокон бора, расположенных с определенным шагом, а в [3] анализ образования физического контакта между компонентами композита при уплотнении подобной заготовки. Аналитические зависимости, представленные в этих работах, позволяют описать:

✓ процесс заполнения межволоконного пространства алюминиевой матрицей

✓ величину и характер распределения контактных (нормальных и касательных) напряжений по поверхности волокон бора

✓ изменение давления прессования при получении композиционного материала

✓ величину и характер распределения степени физического контакта на поверхности волокон бора в процессе и на завершающем этапе получения композита

и фактически являются математической моделью процесса компактирования заготовки композиционного материала, состоящей из монослоев алюминиевой фольги и,

расположенных на ней с определенным шагом, волокон бора

Математическая модель процесса компактирования композиционного материала в работах [4,5] использована для расчета прочности соединения компонентов ВКМ по периметру волокон бора, как при фиксированных значениях технологических параметров [4] (давления, температуры, времени), так и в условиях постоянного, сложного изменения давления, температуры и степени физического контакта в процессе получения композиционного материала [5]. Прочностные и деформационные характеристики поверхности раздела волокно-матрица совместно с прочностными и деформационными характеристиками волокон и матричного материала позволяют описать свойства структурных элементов, сформированных в процессе получения композиционного материала.

Характер расположения структурных элементов в композиционном материале определяется видом технологии получения ВКМ. Использование фольгового полуфабриката, который представляет собой алюминиевую фольгу и, закрепленных на ней с заданным шагом, волокон бора, позволяет получать ВКМ с достаточно плотным и равномерным расположением волокон (рис. 1а). Хотя в других случаях, например, при получении ВКМ на основе углеродных волокон, пропитанных жидким алюминиевым сплавом (рис. 1б), распределение волокон получается менее упорядоченным.

В работе [1] представлены научно обоснованные подходы построения структурных моделей волокнистых композиционных материалов и использование этих моделей для прогнозирования характера разрушения композита, а также достигаемого уровня прочностных свойств. Используя эти подходы ВКМ можно представить в виде набора плоских сечений (рис. 2б), состоящих из структурных элементов (рис. 2а), характер расположения которых в сечении определяется технологией получения композиционного материала. Каждый структурный элемент имеет как фиксированные характеристики (модуль упругости волокон и матрицы, предел прочности и текучести матрицы, интенсивность сил трения на границе волокно-матрица), так и индивидуальные, статистические характеристики, которые определяются средней величиной и закономерностью распределения прочности волокон, матрицы, поверхности раздела волокно-матрица и расстояний до ближайших волокон в структурных элементах.

Сформированная таким образом модель волокнистого композиционного материала может быть использована для имитации процесса разрушения в условиях постепенного увеличения

нагрузки. Процесс разрушения, также как и в реальном композиционном материале, начинается с разрушения единичного волокна в одном из структурных элементов (рис. 3а<sub>пр</sub>). Экспериментальные и теоретические [1] исследования показывают, что в результате разрушения волокна могут реализовываться разные последующие механизмы разрушения композита и структурных элементов. Трещина, возникшая при разрушении волокна, может привести к отслоению матричного материала на границе раздела волокно-матрица (рис. 3б<sub>пр</sub>, б<sub>тп</sub>). Причем длина отслоения может, как локализовываться в пределах одного структурного элемента, так и распространяться на длину соответствующую нескольким структурным элементам. Если отслоений на поверхности раздела волокно-матрица не происходит, то трещина может остановиться в матричном материале (рис. 3в<sub>пр</sub>, в<sub>тп</sub>) или достигнуть волокон в соседних структурных элементах. Прохождение трещины к волокнам соседних структурных элементов и увеличение нагрузки на этих волокнах из-за разрушения близлежащего волокна, может привести к их разрушению (рис. 3г<sub>пр</sub>, г<sub>тп</sub>) и/или отслоению матрицы от волокон (рис. 3д<sub>пр</sub>, д<sub>тп</sub>). Реализация конкретного механизма разрушения зависит не только от характеристик волокон, матрицы, поверхности их раздела, но и от соотношения этих характеристик между собой.

Для проверки возможности прогнозирования механизмов разрушения и уровня прочностных свойств ВКМ, полученных по разным технологическим режимам, было разработано программное обеспечение на основе теоретических разработок, содержащихся в работе [1]. В разработанной программе результаты расчета представлялись в виде поперечного и продольного сечения композиционного материала с отображением механизмов разрушения отдельных структурных элементов, происходящих в процессе повышения прилагаемой нагрузки. Вид графического изображения разных микро механизмов разрушения структурных элементов на продольных и поперечных сечениях волокнистого композиционного материала представлен на рис. 3. На рисунках 4в,г; 5в,г; 6в,г; можно видеть, как эти графические изображения разных микро механизмов разрушения структурных элементов выглядят на экране монитора при имитации процессов разрушения ВКМ в процессе увеличения растягивающей нагрузки.

Методика проведения физического и расчетного (компьютерного) эксперимента заключалась в следующем. Первоначально по разным технологическим режимам (температура, давление и время прессования) изготавливались образцы волокнистого композиционного

материала (фольговая матрица из алюминиевого сплава АМг2 – волокна бора), имеющие разный уровень прочности соединения (степени физико-химического взаимодействия) на поверхности раздела волокно-матрица. Затем оценивалась величина прочности соединения матричного материала с упрочняющими волокнами путем расчета по аналитическим зависимостям, представленным в работах [2-5] и по результатам испытаний на межслоевой сдвиг. На следующем этапе, проводились испытания на растяжение образцов из композиционного материала и имитация процесса разрушения композита с разной прочностью соединения компонентов с помощью разработанной программы. Для оценки достоверности результатов, полученных с помощью имитации процесса разрушения ВКМ на компьютере, исследовалась поверхность разрушения композитов, имеющих разную прочность соединения компонентов, с помощью оптической и электронной микроскопии. Результаты проведенных экспериментов представлены на рис. 4, 5, 6.

На рис. 4 показаны результаты экспериментов с ВКМ, имеющим низкую прочность соединения компонентов. Макро изломы поверхности разрушения образцов, испытанных на растяжение (рис. 4а), имеют достаточно большую протяженность и большое количество выдернутых волокон. Фрактографические исследования поверхности разрушения на электронном микроскопе показывают наличие явных следов отслоения матричного материала от волокон бора (рис. 4б). Аналогичный механизм разрушения реализуется при компьютерной имитации процесса разрушения композита с низкой прочностью соединения компонентов (рис. 4в,г). На поперечном (рис. 4г) и продольном (рис. 4в) сечении ВКМ наблюдаются микро механизмы разрушения структурных элементов, связанные с разрушением волокон и развитием процессов отслоения матричного материала (рис. 3б<sub>пр</sub>, б<sub>пп</sub>; рис. 3 д<sub>пр</sub>, д<sub>пп</sub>; рис. 4 в,г). Постепенное накопление разрушений отдельных структурных элементов приводит к разрушению всего композиционного материала.

На рис. 5 представлены результаты экспериментов с ВКМ, имеющим среднюю прочность соединения компонентов. Макро изломы поверхности разрушения образцов, испытанных на растяжение (рис. 5а), имеют меньшую протяженность. Уменьшается количество и длина выдернутых волокон. При фрактографических исследованиях поверхности разрушения на электронном микроскопе не наблюдается явных следов отслоения матричного материала (рис. 5б). Выдернутые волокна имеют следы налипания матрицы (рис. 5б). Схожий механизм разрушения реализуется при

компьютерной имитации процесса разрушения композита со средней прочностью соединения компонентов (рис. 5в,г). На поперечном (рис. 5г) и продольном (рис. 5в) сечении ВКМ наблюдаются все возможные микро механизмы разрушения структурных элементов (рис. 3б<sub>пр</sub>, б<sub>пп</sub>, в<sub>пр</sub>, в<sub>пп</sub>, г<sub>пр</sub>, г<sub>пп</sub>, д<sub>пр</sub>, д<sub>пп</sub> и рис. 5в,г). В процессе повышения растягивающей нагрузки в композиционном материале наблюдается смешанный механизм разрушения. Практически одновременное разрушение группы «соседних» структурных элементов блокируется (останавливается) «поясом» из структурных элементов, в которых происходит отслоение матричного материала от волокон бора (рис. 5г). Какое-то время идет постепенное накопление разрушения отдельных структурных элементов, сменяемое разрушением группы волокон, у которых отсутствуют отслоения матрицы от волокон бора.

На рис. 6 можно наблюдать результаты экспериментов с ВКМ, имеющим высокую прочность соединения компонентов. Макро изломы поверхности разрушения образцов, испытанных на растяжение, находятся в плоскости практически перпендикулярной относительно направления растяжения (рис. 6а). На поверхности излома выдернутых волокон не наблюдается (рис. 6а,б). При компьютерной имитации процесса разрушения композита с высокой прочностью соединения компонентов под действием возрастающей растягивающей нагрузки (рис. 6в,г) наблюдается лавинообразное разрушение соседних структурных элементов по всему сечению композита после разрушения одного (или небольшого количества) первичного структурного элемента. Результаты эксперимента показывают, что разрушение первого наименее прочного волокна (или одного из первых наименее прочных) приводит к разрушению всего поперечного сечения композита. Такой механизм разрушения принято называть разрушением по слабейшему звену. Каждому из описанных выше механизмов разрушения композиционного материала соответствует свой уровень прочности и разброс прочностных характеристик /6/.

Сравнительный анализ результатов физического и компьютерного экспериментов показывают их хорошее соответствие. Поэтому структурно-имитационное моделирование процессов разрушения ВКМ с целью прогнозирования их прочностных свойств и механизмов разрушения могут быть использованы для разработки технологии получения композитов с требуемыми свойствами. Причем методика оптимизации режимов получения композитов с заданными свойствами не зависит от конкретного вида используемой технологии.

Блок-схема оптимизации режимов получения ВКМ с требуемыми свойствами на основе использования расчетных методов представлена на рис. 7. Результаты изучения процесса получения композиционного материала при фиксированных значениях технологических параметров (рис. 7, блок 1), используются для разработки математических моделей компактирования, физико-химического взаимодействия компонентов и структурно-имитационного прогнозирования свойств композита (рис. 7, блок 2). Поскольку в реальных условиях изменение технологических параметров во времени часто имеет сложный характер (рис. 7, блок 3), то, разработанные математические модели могут быть использованы при разбиении процесса получения композита на ряд элементарных шагов, в пределах которых все технологические параметры можно считать фиксированными величинами [5]. Технологические особенности условий получения композита, в этом случае, будут определяться закономерностями взаимосвязанного изменения технологических параметров во времени (рис. 7, блок 3).

Расчеты с использованием математических моделей позволяют оценить интервал режимов

1. Овчинский А.С. Процессы разрушения композиционных материалов: имитация микро- и макромеханизмов на ЭВМ. – М.: Наука. 1988. 278 с.
2. Кочешков И.В. Анализ силовых условий процесса горячего прессования заготовок, предназначенных для получения волокнистых композиционных материалов // Кузнечно-штамповочное производство. 2011. №4. С. 10-15.
3. Кочешков И.В. Анализ образования физического контакта между компонентами композита при уплотнении заготовки, состоящей из алюминиевой фольги и волокон бора // Производство проката. №12, 2013. С. 15-19.
4. Кочешков И.В. Исследование кинетики роста прочности соединения волокон бора с фольговым материалом из алюминиевого сплава АМг2 в процессе

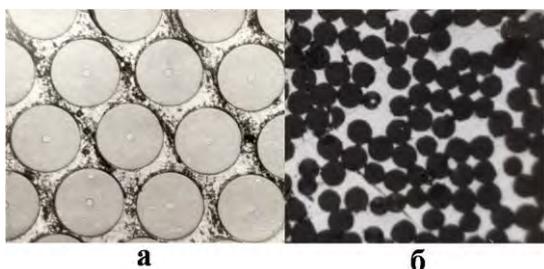


Рис. 1 Структура волокнистых композиционных материалов, полученных горячим прессованием чередующихся монослоев алюминиевой фольги и закрепленных на ней с заданным шагом волокон бора (а), а также волокон углерода, пропитанных жидким алюминием (б).

получения изделий из ВКМ с заданным комплексом свойств (рис. 7, блок 4). Физический эксперимент используется только для точечной проверки правильности полученных результатов расчета (рис. 7, блок 6) или корректировки математических моделей в случае необходимости (рис. 7, блок 5). Это позволяет существенно сократить материальные и временные затраты на отработку технологии получения изделий из ВКМ с требуемыми свойствами.

### Заключение

Утверждение, что свойства композиционных материалов определяются своеобразием их структурных элементов, обладающих определенными характеристиками, характером взаимного расположения, условиями взаимосвязи и механизмами взаимодействия в процессе эксплуатации, получили экспериментальное и теоретическое подтверждение. Структурный подход позволяет целенаправленно формировать необходимые характеристики структурных элементов композиционного материала в процессе его изготовления и, таким образом, получать композиты с требуемым комплексом свойств.

изготовления волокнистого композиционного материала методами обработки давлением // Производство проката. 2014. № 4. С. 32-37.

5. Кочешков И.В. Расчет прочности соединения компонентов композита при его изготовлении горячим прессованием пакета чередующихся слоев алюминиевой фольги и волокон бора // Производство проката. 2014. № 5. С. 35-40.

6. Шоршоров М.Х., Колесниченко В.А., Кочешков И.В., Овчинский А.С. Влияние физико-химического взаимодействия компонентов на прочность и механизмы разрушения бороалюминия // Физика и химия обработки материалов. 1986. №4. С. 115-122.

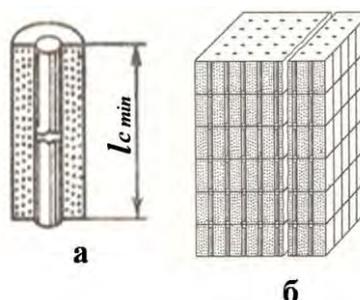


Рис. 2 Элемент структуры волокнистого композиционного материала (а) и объемная модель композиционного материала (б), построенная на его основе [1].

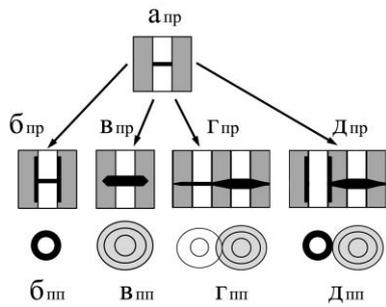


Рис. 3 Схематическое изображение микромеханизмов разрушения структурных элементов ВКМ в продольных ( $a_{пр}$ ,  $b_{пр}$ ,  $b_{пп}$ ,  $v_{пр}$ ,  $v_{пп}$ ,  $г_{пр}$ ,  $г_{пп}$ ,  $д_{пр}$ ,  $д_{пп}$ ) и поперечных ( $б_{пр}$ ,  $б_{пп}$ ,  $в_{пр}$ ,  $в_{пп}$ ,  $г_{пр}$ ,  $г_{пп}$ ,  $д_{пр}$ ,  $д_{пп}$ ) сечениях. ( $a_{пр}$ ) – первичное разрушение волокна внутри структурного элемента; ( $б_{пр}$ ,  $б_{пп}$ ) – отслоение матрицы от волокна или ( $в_{пр}$ ,  $в_{пп}$ ) – распространение трещины в матричном материале, вызванные первичным разрушением волокна; ( $г_{пр}$ ,  $г_{пп}$ ) – разрушение волокон или ( $д_{пр}$ ,  $д_{пп}$ ) – отслоение матрицы от волокна в структурных элементах, находящихся рядом с разрушенным структурным элементом.

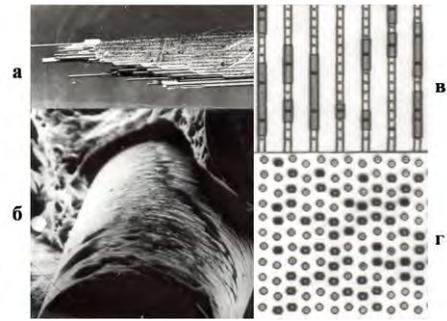


Рис. 4 ВКМ с низкой прочностью соединения матричного материала с волокнами: а – образец после испытаний на растяжение; б – снимок с поверхности разрушения, сделанный на электронном микроскопе; в, г – фрагменты с экрана монитора, наблюдаемые при имитации процесса разрушения на компьютере, соответственно, в продольном (вдоль волокон) и поперечном (перпендикулярно волокнам) сечениях композита.

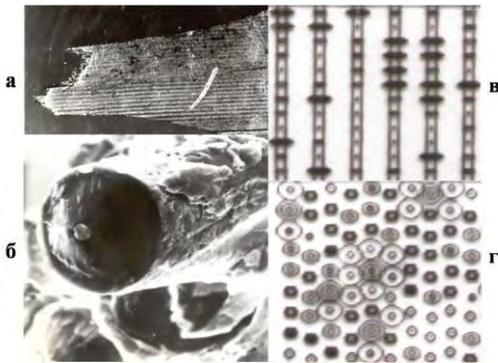


Рис. 5 ВКМ со средней прочностью соединения матричного материала с волокнами: а – образец после испытаний на растяжение; б – снимок с поверхности разрушения, сделанный на электронном микроскопе; в, г – фрагменты с экрана монитора, наблюдаемые при имитации процесса разрушения на компьютере, соответственно, в продольном (вдоль волокон) и поперечном (перпендикулярно волокнам) сечениях композита.



Рис. 6 ВКМ с высокой прочностью соединения матричного материала с волокнами: а – образец после испытаний на растяжение; б – снимок с поверхности разрушения, сделанный на электронном микроскопе; в, г – фрагменты с экрана монитора, наблюдаемые при имитации процесса разрушения на компьютере, соответственно, в продольном (вдоль волокон) и поперечном (перпендикулярно волокнам) сечениях композита.



Рис. 7 Блок-схема оптимизации режимов получения ВКМ с требуемыми свойствами на основе использования расчетных методов.

## МАТЕМАТИЧЕСКОЕ И КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ КАТОДНОГО ПЯТНА ВАКУУМНОЙ ДУГИ С ПОВЕРХНОСТЬЮ ТВЕРДОГО ТЕЛА

В.Г. Кузнецов<sup>1</sup>, Е.С. Бабушкина<sup>1</sup>, Т.А. Курбанов<sup>2</sup>, В.П. Пониматкин<sup>3</sup>, Д.В. Крымов<sup>4</sup>

<sup>1</sup>ФГБУН Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург, Россия, [kvg-ipme@yandex.ru](mailto:kvg-ipme@yandex.ru)

<sup>2</sup>ООО «Магистраль Технологий», Санкт-Петербург, Россия

<sup>3</sup>ООО «ФАКТОРИЯ ЛС», Санкт-Петербург, Россия

<sup>4</sup>Санкт-Петербургский государственный электротехнический университет «ЛЭТИ», Санкт-Петербург

Вакуумно-дуговая обработка поверхности материалов или обработка поверхности катодными пятнами вакуумной дуги – направление научных исследований и практического применения, которое в последние годы активно развивается. Помимо традиционного применения вакуумно-дуговой обработки для очистки поверхности металлов и сплавов от окалины, ржавчины, масляных пленок, технологических отложений и других загрязнений с целью дефектоскопии металла или для последующего нанесения покрытий, осваиваются новые области применения. Закалка поверхностного слоя металлов, изменение физико-химических характеристик поверхностного слоя конструкционных материалов, восстановление пластически деформированной формы поверхности изделий, очистка поверхностей перед их сваркой для получения качественного сварного шва, создание заданного микрорельефа поверхности, например, для удержания масляных пленок, создание на поверхности пассивирующих пленок для защиты от коррозии – далеко не полный перечень современного использования технологии вакуумно-дуговой обработки поверхности.

Одним из основных параметров, определяющих эффективность технологических процессов обработки поверхности катодным пятном вакуумно-дугового разряда, является температура вблизи катодного пятна, а также средняя температура поверхности при его движении.

Решена задача о распределении температуры под катодным пятном с учетом плавления и испарения металла, доведенного до температуры кипения в поверхностном слое катодного пятна. При этом учитывали, что движение катодного пятна носит прерывистый характер: некоторое время пятно остается на одном месте, а затем перепрыгивает на новый участок поверхности, отстоящий от первоначального на один-два радиуса пятна. Численно решалась задача теплопроводности в декартовой системе координат для расчетной области, представленной на рис. 1.

Процесс переноса тепла в металле описывается трехмерным нестационарным уравнением теплопроводности в декартовой системе координат в виде:

$$c_p \frac{\partial T}{\partial t} = \left( \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} \right), \quad (1)$$

где  $\rho$  – плотность материала,  $\lambda$  – коэффициент теплопроводности,  $c_p$  – теплоемкость,  $T$  – температура,  $x, y, z$  – координаты.

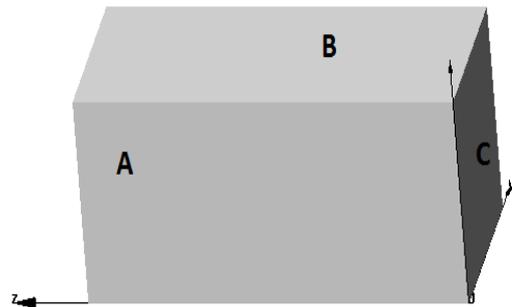


Рис. 1. Пример расчетной области.

Так как задача имеет плоскость симметрии, решение проводилось в половине предполагаемого объема. Катодное пятно перемещается по плоскости В (рис. 1). Плоскость А была выбрана плоскостью симметрии и на ней были заданы граничные условия симметрии, то есть отсутствия потока через поверхность:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial s} \Big|_A = 0 \quad (2)$$

Поверхность В обращена в сторону вакуума и на В было задано граничное условие излучения:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial s} \Big|_B = \sigma \varepsilon (T_\infty^4 - T^4), \quad (3)$$

где  $T$  – температура окружающей среды,  $\sigma$  – постоянная Стефана-Больцмана,  $\varepsilon$  – интегральный коэффициент излучения.

Воздействие катодного пятна было учтено в виде теплового потока в поверхность металла на участке поверхности В. Тепловой поток пропорционален напряжению  $U$  на вакуумной дуге, силе тока  $I$  и коэффициенту катодной мощности  $h_k$ , тогда:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial s} \Big|_S = \sigma \varepsilon (T_\infty^4 - T^4) + \frac{UIh_k}{S}, \quad (4)$$

где  $S$  – площадь катодного пятна.

Считая, что размеры расчетной области намного больше размеров катодного пятна и поверхность С (рис. 1) достаточно удалена от ис-

точника нагрева, тогда  $T|_C = T_0$ , где  $T_0$  – начальная температура металла.

При решении задачи были учтены плавление и испарение металла под действием катодного пятна. Для примера учета этих явлений рассмотрим фазовый переход из твердого в жидкое состояние. Переход из жидкой фазы в газообразную осуществляется аналогично. Переход в жидкую фазу осуществляется при достижении температуры металла температуры плавления  $T_{пл}$ . При этом для перехода необходимо затратить определенное количество тепловой энергии  $Q_{пл}$ . Зная значение удельной теплоты плавления  $q_{пл} = \frac{Q_{пл}}{m}$ , где  $m$  – это масса плавящегося вещества, можно использовать следующий подход. При достижении температуры плавления примем значение теплоемкости  $c_p = c_{temp}$  плавящегося материала значительно больше холодного. Далее нагрев плавящийся материал на  $\Delta T = \frac{c_{temp}}{q_{пл}}$ , можно подобрать такое  $c_{temp}$ , чтобы  $\Delta T$  составляло 1-2°C. Таким образом, мы инициируем расход необходимого количества теплоты при пренебрежимо малом изменении температуры. При переходе из одной фазы в другую менялись свойства материала.

Решение уравнений производилось численно. Расчетная область разбивалась равномерной трехмерной разностной сеткой в направлениях  $x$ ,  $y$  и  $z$ . Для решения поставленной задачи использовался численный метод конечных разностей и переменных направлений.

Для численных расчетов были выбраны следующие значения параметров:

$$\rho = 7800 \frac{\text{кг}}{\text{м}^3}, \quad \lambda = 52 \frac{\text{Вт}}{\text{м}^{\circ}\text{C}}, \quad c_p = 462 \frac{\text{Дж}}{\text{кг}^{\circ}\text{C}}, \quad U = 20 \text{ В},$$

$$h_k = 0.3, \quad \beta = 0.9.$$

На рис. 2 представлена картина теплового поля, окружающего кратер катодного пятна, при токе дугового разряда  $I = 100\text{А}$ , радиусе катодного пятна  $r = 5 \cdot 10^{-5}\text{м}$ , скорости движения катодного пятна  $V = 1 \text{ м/с}$ .

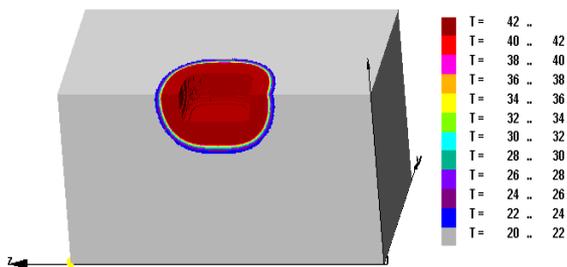


Рис. 2. Пример расчета картины теплового поля катодного пятна.

В численных экспериментах было исследовано распределение температуры под катодным пятном в момент, когда катодное пятно передвигается в другое место. Этому моменту соответствует максимальная температура под катодным

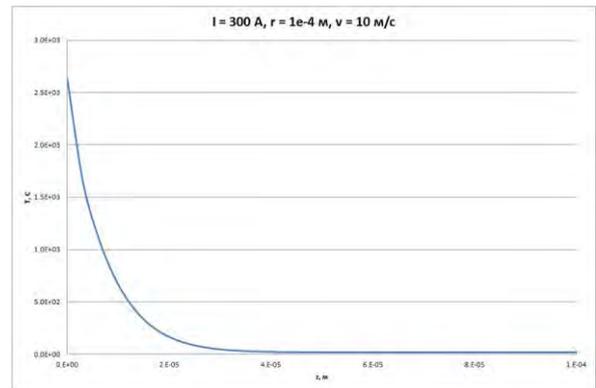
пятном, которая примерно равна температуре кипения металла. В качестве варьируемых параметров были приняты радиус катодного пятна, скорость движения пятна и сила тока вакуумной дуги.

В таблице 1 представлены расчетные значения времени нахождения катодного пятна на одном месте от его радиуса и скорости движения.

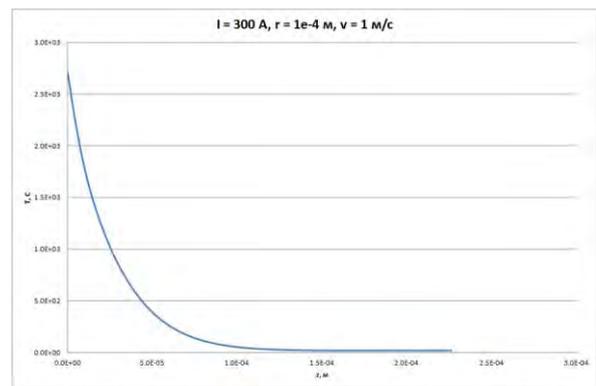
Таблица 1. Результаты расчетов

$Vr$	$5 \cdot 10^{-6} \text{ м}$	$5 \cdot 10^{-5} \text{ м}$	$1 \cdot 10^{-4} \text{ м}$
1 м/с	$1 \cdot 10^{-5} \text{ с}$	$1 \cdot 10^{-4} \text{ с}$	$2 \cdot 10^{-4} \text{ с}$
10 м/с	$1 \cdot 10^{-6} \text{ с}$	$1 \cdot 10^{-5} \text{ с}$	$2 \cdot 10^{-5} \text{ с}$
100 м/с	$1 \cdot 10^{-7} \text{ с}$	$1 \cdot 10^{-6} \text{ с}$	$2 \cdot 10^{-6} \text{ с}$

Рассчитанные распределения температуры от поверхности под катодным пятном представлены на рис. 3. Поверхностью в данном случае считается самая глубокая точка проплавленной лунки.



а)



б)

Рис. 3. Зависимость температуры от расстояния от поверхности под катодным пятном при различных параметрах катодного пятна: а –  $v = 10 \text{ м/с}$ ; б –  $v = 1 \text{ м/с}$ .

Катодное пятно вакуумно-дугового разряда, перемещаясь по поверхности катода, воздействует на нее как локализованный, высококонцентрированный источник энергии. Температура материала на поверхности в зоне пятна, как правило, превышает температуру кипения. При

скорости движения на уровне десятков метров в секунду зона теплового воздействия на металл вокруг катодного пятна незначительна. Расчеты показывают, что распределение температуры от поверхности под катодным пятном является резко падающим и на расстоянии, равном радиусу пятна, температура приближается к температуре основной массы металла. При наличии на поверхности катода толстых оксидных пленок в виде, например, окалины или ржавчины, когда катодное пятно используется для очистки данных пленок, скорость движения пятен существенно падает, и может составлять единицы сантиметров в секунду. При этом зона теплового воздействия на металл значительно увеличивается. При наличии в приповерхностных слоях металла полостей в виде пор, раковин, трещин и т.д. теплоотвод из зоны катодного пятна в массу металла ухудшается, катодное пятно может проплавить тонкую поверхностную стенку и вскрыть приповерхностную полость. Такие ситуации часто возникают при вакуумно-дуговой очистке поверхности различных изделий, например, при плохом качестве литья (Рис. 4).



Рис. 4. Вскрытая приповерхностная пора в результате вакуумно-дуговой очистки корпуса буксы железнодорожного вагона.

На данном рисунке представлена фотография внутренней поверхности корпуса буксы железнодорожного вагона, которые изготавливаются так называемым “земляным” литьем. Очистка осуществлялась на установке УВД-250КБ2, разработанной в ООО «ФАКТОРИЯ ЛС» совместно с ИПМАШ РАН. При этом корпус буксы, имеющий форму цилиндра, выполнял роль вакуумной камеры. Вакуумно-дуговая очистка была использована как эффективный метод дефектоскопии металла.

Рассмотрим объем металла со сторонами А, В, С, внутри которого находимся полость D (Рис.5). Катодное пятно перемещается по поверхности В, которая находится в вакууме.

Численно решалась задача теплопроводности в декартовой системе координат для расчет-

ной области. Мощность, подводимая из разряда к катоду (поверхность В) пропорциональна току дугового разряда  $I$ , падению напряжения на разряде  $U$  и коэффициенту катодной мощности  $h_k$ . Процесс переноса тепла в металле описывается трехмерным нестационарным уравнением теплопроводности в декартовой системе координат. С поверхности В мощность отводится также за счет излучения в сторону вакуумного объема.

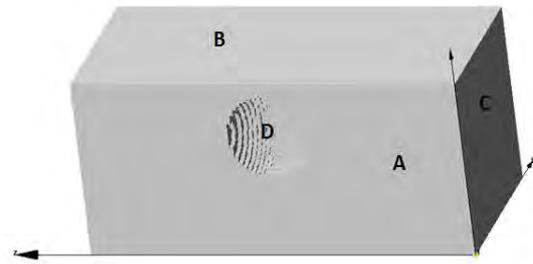


Рис. 5. Пример расчетной области.

На поверхности полости D было задано условие излучения

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial s} \Big|_D = \sigma \epsilon (T_{av}^4 - T^4),$$

где  $T_{av}$  - средняя температура поверхности полости. Были учтены плавление и испарение металла под действием катодного пятна. Решение уравнений производилось численно. Расчетная область разбивалась равномерной трехмерной разностной сеткой в направлениях  $x$ ,  $y$  и  $z$ . Для решения поставленной задачи использовался численный метод конечных разностей и переменных направлений. Было исследовано, на каком расстоянии  $h$  может находиться полость внутри металла, для того, чтобы катодное пятно могло проплавить металл, разделяющий поверхность буксы от полости, за время его нахождения на одном месте. Диаметр круглой полости выбирался весьма произвольно, так как диаметр мало влияет на характер проплавления. На рис. 6 представлен пример расчета полей температур и глубины проплавления металла под катодным пятном.

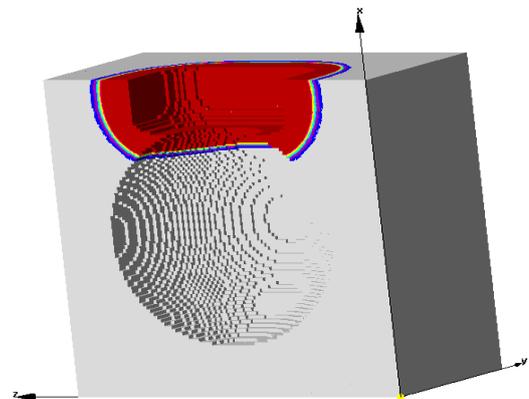


Рис. 6. Пример расчетов полей температур и глубины проплавления металла под катодным пятном до полости:  
а-  $V = 1$  м/с,  $r = 5 \cdot 10^{-5}$  м

Результаты расчетов были использованы при оценке эффективности ряда технологических процессов и при разработке оборудования.

## СОРБЦИЯ МЕТАЛЛОВ И РАДИОНУКЛИДОВ ПРИ ФИЛЬТРАЦИИ ВОДЫ УГЛЕРОДНЫМИ СОРБЕНТАМИ, ПОЛУЧЕННЫМИ РАЗЛОЖЕНИЕМ УГЛЕВОДОРОДОВ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ВАКУУМНО-ДУГОВОГО РАЗРЯДА.

В.Г. Кузнецов<sup>1</sup>, В.П. Пониматкин<sup>2</sup>, Т.А. Курбанов<sup>3</sup>, С.В. Процаенко<sup>4</sup>, А.В. Прокофьев<sup>5</sup>

<sup>1</sup> Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург, Россия, [kvg-ipme@yandex.ru](mailto:kvg-ipme@yandex.ru)

<sup>2</sup>ООО «ФАКТОРИЯ ЛС», Санкт-Петербург, Россия

<sup>3</sup>ООО «Магистраль Технологий», Санкт-Петербург, Россия

<sup>4</sup>ЗАО «Северо-западная экологическая компания», Санкт-Петербург

<sup>5</sup>ЦНИИ Робототехники и технической кибернетики, Санкт-Петербург, Россия

Надежное обеспечение населения качественной питьевой водой является одной из приоритетных проблем современности, как в нашей стране, так и за рубежом. В нашей стране действует долгосрочная федеральная целевая программа (ФЦП) «Чистая вода на 2011-2017 годы». В современных условиях особую актуальность приобретают вопросы разработки современных фильтрующих материалов и технологий очистки питьевой воды от различных микропримесей, в том числе и от радионуклидов. Причем в связи с тенденциями интенсификации использования воды подземных горизонтов в питьевом водоснабжении населения при одновременном увеличении загрязнения воды поверхностных источников, проблемы снабжения населения качественной питьевой водой со временем будут только обостряться. Учитывая, что общее количество источников питьевого водоснабжения населения в нашей стране превышает 110 тыс., в перспективе потребуются меры по нормализации показателей радиационной безопасности больших объемов воды для питьевого водоснабжения населения.

Создание эффективных сорбирующих материалов широкого спектра действия с использованием доступного сырья представляется одним из наиболее перспективных путей решения проблемы очистки воды. В настоящей работе исследованы сорбционные свойства принципиально новых сорбционных материалов комплексного типа, созданных с помощью новой технологии плазменно-стимулированного разложения углеводородов (например, ацетилен) под действием низкотемпературной плазмы, когда в зону осаждения поступает поток возбужденного и ионизированного низкотемпературной плазмой углеродосодержащего газа. При этом в качестве низкотемпературной плазмы используется плазма вакуумно-дугового разряда, горящего в парах графитового катода.

Разработана технология получения фильтрационно-сорбционных материалов, условно названных СОРБЕНТ1 и СОРБЕНТ2. СОРБЕНТ1 представляет собой углеродный порошок, а СОРБЕНТ2 – тот же состав, нанесенный на вермикулит. Суть плазменной стимуляции процесса осаждения сорбционного материала из газовой фазы

состоит в том, что плазма создает на поверхности подложки условия, эквивалентные очень высокой температуре, а также ускоряет процессы химического взаимодействия компонентов газовой смеси на поверхности подложки. Это позволяет устранить основные недостатки традиционного газофазного метода – снизить температуру осаждения, понизить энергоемкость процесса, снизить расход газа, повысить скорости осаждения, снизить себестоимость покрытий. Элементарные стадии процесса – образование зародышей на поверхности и их рост. В процессе роста атомы углерода из газовой фазы взаимодействуют с углеродом зародышей, образуя плотную массу. В силу высокой "энергетики" процесса плазменной стимуляции удается получать соединения из не взаимодействующих в нормальных условиях газовых компонентов.

Структура сорбента зависит от природы углеводорода. Следует отметить, например, существенное различие процесса образования сорбента из метана и ацетилен. Для метана энергия активации образования зародышей (317,2 кДж/моль) значительно больше энергии активации роста кристаллитов (226,8 кДж/моль), в результате чего средние размеры кристаллитов с повышением температуры быстро уменьшаются. Для ацетилен эти энергии (143,4 и 132,6 кДж/моль) незначительно различаются, что соответствует малой зависимости средних размеров кристаллитов от температуры.

Зависимость среднего размера кристаллита для метана и ацетилен в интервале температур 600–1300 С выражается формулами (1) и (2) соответственно:

$$L_a = 7,7 \cdot 10^{-8} \exp(45200/RT), \quad (1)$$

$$L_a = 29 \cdot 10^{-8} \exp(5450/RT), \quad (2)$$

где  $L_a$  – средний размер кристаллита, см;  $T$  – температура, К;  $R$  – универсальная газовая постоянная - 8,31 Дж/(моль·К).

Для формирования сорбционного материала СОРБЕНТ1 в качестве углеродосодержащего газа использовался ацетилен.

Специфика графита такова, что конденсат, в зависимости от условий его получения, может различаться по структуре и свойствам. При термической обработке в графите происходит увеличение расстояние между слоями.

Электронно-микроскопические исследования конденсата (СОРБЕНТ1) позволили установить, что материал представляет собой смесь нанотрубок, графита и пироуглерода.

На рис. 1 представлена фотография микроструктуры нанотрубок ( $\times 90000$ ), полученная на просвечивающем электронном микроскопе JEM-100CX, и соответствующая им микродифракционная электронограмма, снятая с нескольких нанотрубок, поэтому кольцо (002) представлено в виде дужек. Отсюда межслоевое расстояние нанотрубок  $d_{002}=0,3354$  нм, что соответствует кристаллическому графиту. Диаметр нанотрубок находится в пределах от 10 нм до 100 нм. Кроме того, на рис. 1 помимо нанотрубок видны отдельные полиэдрические частицы размером 70 нм и меньше.

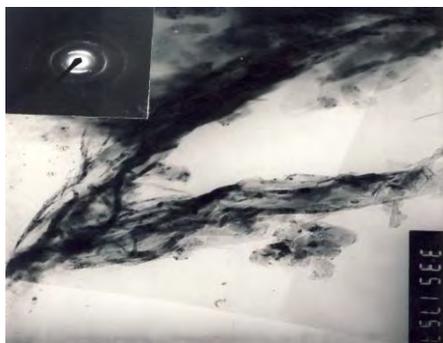


Рис. 1. Электронно-микроскопическое изображение нанотрубки. JEM-100CX.

На рис. 2 представлена фотография микроструктуры полиэдрических микродисперсных частиц ( $\times 90000$ ) и соответствующая им микродифракционная электронограмма. Межслоевое расстояние полиэдрических частиц  $d_{002}=0,344-0,346$  нм. Диаметр частиц лежит в пределах от 10 до 40 нм.



Рис. 2. Фотография микроструктуры полиэдрических частиц. JEM-100CX.

Количественные оценки показали, что в общем объеме исследуемого материала содержится приблизительно 20 % нанотрубок, остальное – мелкодисперсные полиэдрические частицы углерода с турбоэпитакциальной структурой.

На рис. 3. представлена фотография структуры частицы ( $\times 18000$ ) и микродифракционная электронограмма, снятая с более светлой частицы в середине фото. Материал представляет собой частицы и агрегаты частиц диаметром от 0,1 мкм до 2,0 мкм. Межслоевое расстояние у снятой частицы  $d_{002}=0,346$  нм, что может соответствовать структуре пироуглерода, обнаруженного и на сканирующем электронном микроскопе.

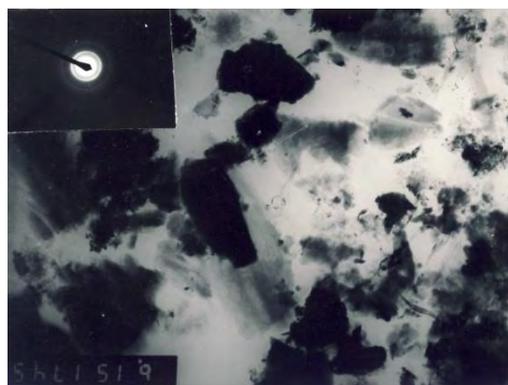


Рис. 3. Электронно-микроскопическое изображение пироуглерода. JEM-100CX.

На рис. 4 представлено электронно-микроскопическое изображение структуры вермикулита (сверху слева – изображение области вермикулита без покрытия, внизу – спектр по элементам, сверху справа – атомарное и весовое распределение элементов).

На рис. 5 представлено электронно-микроскопическое изображение области вермикулита с углеродным покрытием (сверху слева), внизу – спектр по элементам, сверху справа – атомарное и весовое распределение элементов.

Анализ изображений вермикулита до и после нанесения покрытия показал, что покрытие наносится равномерно, причем поверхность композиции становится более развитой. Элементный анализ покрытия подтверждает, что оно состоит из углерода, соответствующего составу СОРБЕНТ1. Никаких новых элементов по сравнению с исходным образцом, кроме углерода, не обнаружено.

Для экспериментальных исследований сорбционных свойств фильтрующих материалов разработана модель фильтрующей установки, в которой в качестве корпуса для загрузки фильтрующего состава используется вертикальная стеклянная колонка объемом около 0,2 дм<sup>3</sup>. В качестве модельной жидкости использовалась дистиллированная или природная вода из артезианских скважин с различным содержанием природных радионуклидов.

Модельная жидкость подается в колонку снизу вверх, а скорость ее фильтрации регулируется краниками и изменением по высоте взаимного положения емкости с модельной жидкостью и фильтрующей установки.

Сорбционная активность фильтрующих материалов определялась как отношение удельной активности радионуклида в исходной модельной жидкости до ее фильтрации и в отфильтрованной среде после фильтрации заданного объема жидкости. Сорбционная емкость материалов определялась как максимальная активность радионуклида, которая может быть адсорбирована зернами фильтрующего материала.

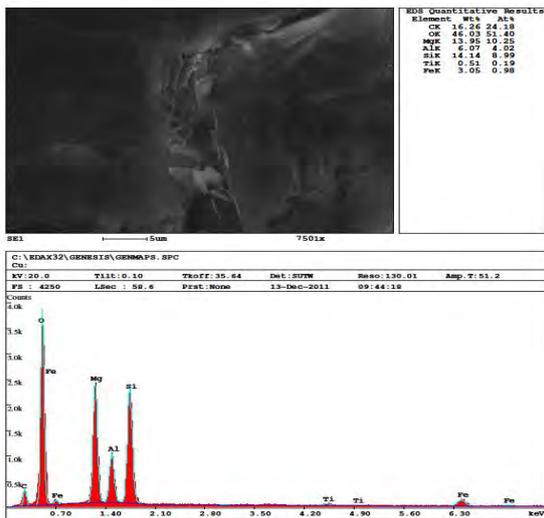


Рис. 4. Электронно-микроскопическое изображение структуры вермикулита

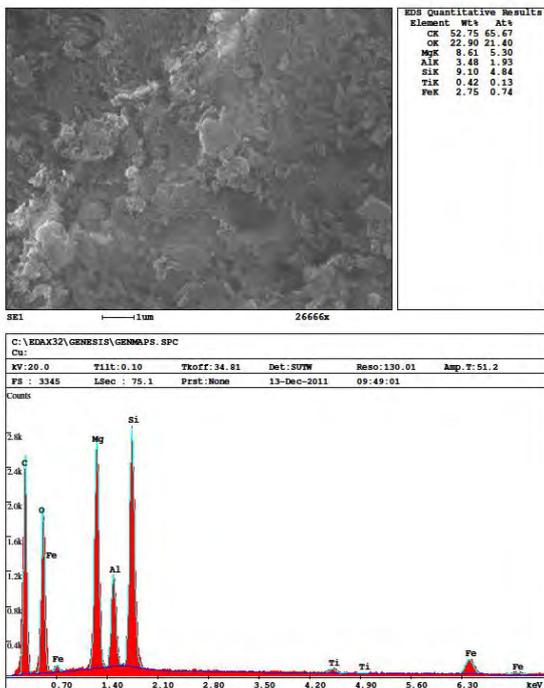


Рис. 5. Электронно-микроскопическое изображение области вермикулита с углеродным покрытием

Проведена сравнительная оценка эффективности применения фильтровально-сорбционного состава нового поколения СОРБЕНТ1 и активи-

рованного угля для очистки питьевой воды от микропримесей (Табл. 1).

Композиционный материал СОРБЕНТ2 представляет собой вермикулит с нанесенным на его поверхность материалом СОРБЕНТ1 также методом плазменно-стимулированного разложения ацетилена под действием плазмы вакуумно-дугового разряда.

Таблица 1.

Компонент	Концентрация мг/дм <sup>3</sup> (сорбция, %)		
	Исходный раствор	Активированный уголь	СОРБЕНТ1
Al	5	4,16 (16,8)	0,15 (97)
Cd	0,0097	0,00094 (90,3)	0,00003 (99,7)
Co	1	0,03 (97)	0,078 (92,2)
Cu	10	7,0 (30)	0,2 (98)
Fe	3	Сорбции нет	0,086 (97,1)
Mn	1	0,27 (73)	0,27 (73)
Ni	1	0,37 (63)	0,16 (84)
Pb	0,313	0,29 (7,3)	0,00202 (99)
Zn	50	47,5 (5)	18,3 (63,4)

Результаты проведенных исследований свидетельствуют о том, что фильтровально-сорбционный состав СОРБЕНТ1 по своей эффективности не уступает активированному углю, а в ряде случаев его эффективность, т.е. способность поглощать ионы металлов, в значительной степени выше.

Проведены экспериментальные исследования сорбционной активности плазменно-стимулированного углеродного материала СОРБЕНТ1 по отношению к природному радионуклиду <sup>226</sup>Ra в дистиллированной воде. При фильтрации дистиллированной воды с растворенным в ней <sup>226</sup>Ra через данный материал наблюдается снижение удельной активности радионуклида в воде не менее чем в 100 раз.

В таблице 2 приведены значения базовых сорбционных характеристик СОРБЕНТа2 по отношению к отдельным природным и техногенным радионуклидам при фильтрации природной воды.

Таблица 2.

Сорбционная характеристика	Контролируемый радионуклид				
	<sup>226</sup> Ra	<sup>238</sup> U	<sup>137</sup> Cs	<sup>131</sup> I	<sup>90</sup> Sr
Сорбционная активность, %	67,5	87,8	72,7	≈ 100	16,3
Сорбционная емкость, Бк/кг	3500	>700	>100	>1500	960

При фильтрации воды через фильтровально-сорбционный состав СОРБЕНТ2 происходит интенсивная адсорбция техногенного радионуклида <sup>131</sup>I. В научной литературе не найдено данных по адсорбции этого радионуклида из жидких сред. При фильтрации воды, содержащей этот радионуклид, происходит **полное** его осаждение в объеме СОРБЕНТа2. Причем, в процессе фильтрации природной воды через фильтрующий материал его сорбционная активность по отношению к данному радионуклиду практически не снижается.

## СТРУКТУРНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ И СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ТРЕНИИ

Куксенова Л.И., Лаптева В.Г., Алексева М.С.

Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия  
lkuc@mail.ru

Исследованию структурных изменений и связанного с ними уровня поверхностного разрушения при трении посвящено большое количество работ. Результаты экспериментальных исследований и установленные эмпирические зависимости, анализ которых приведен в целом ряде монографий [1-3 и др.], дают основания полагать, что фундаментальные параметры кристаллической решетки металлов и сплавов, среди которых  $\beta_{(hkl)}$  – физическое уширение рентгеновских линий и  $\alpha$  – период кристаллической решетки могут рассматриваться в качестве физических критериев износостойкости металлических материалов при разнообразных условиях трения. Эти параметры в сочетании с макроскопическими характеристиками – величинами износа и коэффициента трения представляют собой разноуровневую и обоснованную систему критериев качества узла трения [4]. Поэтому совокупность характеристик структуры материала как в состоянии до трения, так и их изменения в процессе трения, зафиксированные после испытаний, является аппаратом для оценки взаимодействия конструкционных и смазочных материалов.

Рассмотрим примеры структурной оценки материалов пары трения.

1. Оценка износостойкости пары трения азотированная сталь – закаленная сталь в среде неактивного смазочного материала. Азотированию подвергались стали перлитного и мартенситного классов [5]. Разработан обобщенный структурный параметр материала поверхностного слоя, в котором локализуется процесс контактного взаимодействия, в следующем виде

$$k_{стр} = \frac{\left[ H_0 + k_2 \left( \frac{\Delta d}{d} \right)^{1/2} \right]^{1,5} [DbA(\beta_{пр}^2 - \beta_0^2)]^2}{\left( k_1 + \frac{\pi D \delta}{L_ч^2} \right)^2}$$

где  $H_0$  – твердость;  $\frac{\Delta d}{d}$  – микродеформация кристаллической решетки матрицы;  $D$  – средний размер блоков мозаики;  $\delta$  – размер частиц второй фазы;  $L_ч$  – расстояние между упрочняющими частицами;  $b$  – вектор Бюргерса;  $A$ ,  $k_1$ ,  $k_2$  – константы;  $\beta_{пр}$ ,  $\beta_0$  – предельное и исходное значение физического уширения рентгеновских линий.

Перечисленные параметры соотношения являются взаимосвязанными величинами, характеризующими состояние материала в процессе предварительной обработки, в условиях деформации и разрушения при трении. Особая роль в этом соотношении принадлежит величине  $(\beta_{пр} - \beta_0)$ ,

указывающей на запас пластичности материала поверхностного слоя и которая может служить результатом создания требуемых свойств сплавов, в частности, за счет взаимодействия со смазочным материалом.

Изучение структуры материала, формирующейся при трении, выявило соответствие внешней работы при трении внутренней работе по изменению дислокационной структуры, что позволило предложить ряд соотношений для расчета износа, силы и коэффициента трения на основе дислокационных моделей. Основные соотношения обобщены в монографии [1], примером являются формулы, предложенные:

$$\text{П.В.Назаренко} \quad f = 2\pi(1 - \nu) \frac{G_T}{G} \sqrt{\frac{\rho_1}{\rho}} \sin \alpha,$$

$$\text{G.Andarelli} \quad f = \varepsilon \rho / N,$$

$$\text{N.P.Sun} \quad I = \frac{b}{4\pi} \left[ \frac{k_1 G_1}{\sigma_{f1} s_{01} (1-\nu)} + \frac{k_2 G_2}{\sigma_{f2} s_{02} (1-\nu_2)} \right] NS$$

где  $N$  – нормальная нагрузка;  $\rho$  – плотность дислокаций при трении;  $\varepsilon$  – удельная внутренняя энергия;  $k$ ,  $k_1$ ,  $k_2$  – константы;  $\zeta_{fi}$  – напряжения трения дислокаций. Приведенные аналитические зависимости параметров трения от плотности дислокаций свидетельствуют о возможности, с одной стороны, интерпретировать выходные характеристики трения и износа в дислокационных терминах, а с другой, они указывают на материаловедческие пути решения задачи подбора оптимального сочетания конструкционных и смазочных материалов.

2. Взаимосвязь структурных характеристик с уровнем поверхностного разрушения при трении в поверхностно-активной среде рассмотрим на примере трения пары медь – сталь в среде вазелинового масла и глицерина, рис. 1.

Изменение структурной характеристики  $\beta_{(311)}$  по глубине зоны деформации при трении показывает, что в неактивном вазелиновом масле как на начальных стадиях трения, так и в установившемся режиме в поверхностных слоях создается высокая плотность дислокаций, соответствующая предельно деформированному состоянию, после чего происходит разрушение. Задача повышения работоспособности пары трения может быть решена за счет повышения деформационной способности материала, т.е. величины  $(\beta_{пр} - \beta_0)$ . Она решена в условиях применения в качестве смазочной среды поверхностно-активной среды (кривая 2). Создающийся под действием физико-

химических процессов в зоне трения меди поверхностный слой содержит низкую плотность дислокаций и, соответственно он обладает повышенной деформационной способностью и увеличенной долговечностью.

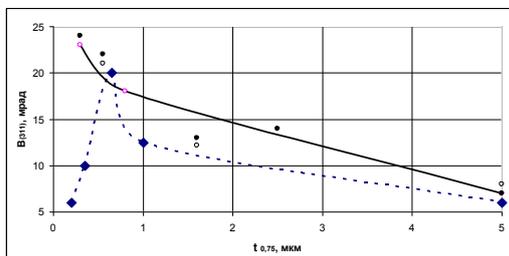


Рис.1 Кривая изменения физической рентгеновской линии меди по глубине зоны деформации при трении в вазелиновом масле (—) (светлые точки – малое время испытаний; темные – установившейся режим); в глицерине (----)

А.Н.Назаровым [1] по результатам исследования связи интенсивности изнашивания меди, железа, никеля в разных поверхностно-активных смазочных материалах получены аналитические зависимости  $I = 10^{-12} \exp(0,5\beta)$  и  $I = A \exp\left(-B \frac{\Delta\sigma}{\Delta h}\right)$ , где  $\Delta\sigma$  – изменение периода решетки металла на глубине  $\Delta h$ .

В целом, на основании приведенных данных можно заключить, что в характере воздействия

среды с металлической поверхностью важен тот факт, что параметры  $\beta_{(hkl)}$  и  $a$  весьма чувствительны к условиям деформации поверхностного слоя при трении, и в частности к природе смазочной среды. С другой стороны, эти параметры характеризуют градиент механических свойств по глубине зоны деформации при трении и, следовательно, прямым способом представляется возможность оценить влияние среды на процесс формирования вторичной структуры, определяющей механизм контактного взаимодействия.

1. Рыбакова Л.М., Куксенова Л.И. Структура и износостойкость металла. М.: Машиностроение, 1982, 212с.
2. Любарский И.М., Палатник Л.С. Металлофизика трения. М.: Металлургия, 1976, 176с.
3. Поверхностная прочность металлов при трении / Под ред. Б.И.Костецкого. Киев: Техника, 1976, 292с.
4. Савенко В.И., Щукин Е.Д. О соотношениях между феноменологическими и структурными критериями работы узлов трения // Трение и износ, 1982, № 4, с.581-589.
5. Герасимов С.А., Куксенова Л.И., Лаптева В.Г. Структура и износостойкость азотированных конструкционных сталей и сплавов. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2-13, 518с.

## ПРОГНОЗИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ НА ОСНОВЕ МОДЕЛИ ДИСКРИТНОГО КОНТАКТА ПАР ТРЕНИЯ

П.А. Курапов, В.С. Новиков, Д.А. Федош

НИИ Технологии и организации производства двигателей  
«НПЦ Газотурбостроения «САЛЮТ», Москва, Россия

Механическая финишная обработка деталей зубчатых передач оказывает большое значение для обеспечения требуемой надёжности и долговечности. Работа при повышенных контактных давлениях, как на пример у сопряжений редуктора газотурбинного двигателя - 120-150 кг/мм<sup>2</sup> и температурах 120°С, наличие форсированных, а так же пусковых режимов оказывает существенное воздействие на накопление в поверхностных слоях материала зубчатых колёс дефектов, способных вызвать контактные выкрашивания (питтинг) и приводить к выходу их из строя. Анализ формирования смазочной плёнки при работе таких сопряжений, показывает, что наиболее тяжёлый и длительный режим эксплуатации осуществляется в условиях смешанной полужидкостной смазки, когда вершины тяжело нагруженных микровыступов контактируемых поверхностей деталей взаимодействуют через тонкие граничные смазочные слои до 10 нм. Граничные смазочные слои в условиях высоких скоростей и давлений обладают свойствами квазитвёрдых материалов, а в зонах фактического контакта периодически формируются напряжения, зависящие от геометрии контактирующих выступов и внешней нагрузки.

В настоящем докладе рассмотрена возможность оценки ожидаемых фактических напряжений на вершинах микронеровностей шероховатых рабочих поверхностей зубчатых колес и уровня трения для различных видов механической обработки с учетом параметров сформированной микрогеометрии. Нами использовалась модель контакта микронеровностей шероховатых поверхностей, вершины которых представлены сферическими сегментами [ 1 ]. Такая модель наиболее адекватна для данных условий, когда детали пары трения выполнены из одинаковых материалов и имеют одинаковые физико-механические характеристики, а неровности поверхности деформируются упруго, образуя зоны фактического контакта. При этом положение таких зон и их величина влияют на составляющие сил трения согласно деформационно-адгезионной концепции, разработанной д.т.н., проф. И.В.Крагельским. В рамках выбранной модели контактных взаимодействий коэффициент трения и фактическое давление оцениваются по следующим формулам:

$$\begin{aligned} k = & \operatorname{tg} \alpha / \cos \beta + \mu' [\operatorname{tg}(\alpha + \rho) \operatorname{tg} \alpha + 1] / \cos \beta + \\ & + 1,63 q^{-3/2} \{ [\operatorname{tg}(\alpha + \rho) \sin \alpha / \cos \beta + \cos \alpha / \cos \beta ] 2R \cdot \\ & \cdot (1 - \mu^2) / E \}^{2/3} N_0 \mu' / \cos \alpha \end{aligned} \quad (1),$$

$$\begin{aligned} P_r = & \\ q^{1/3} [\operatorname{tg}(\alpha + \rho) \sin \alpha / \cos \beta + \cos \alpha / \cos \beta ]^{1/3} \cdot \\ & \cdot \pi [3/4(1 - \mu^2) R / E]^{2/3} \end{aligned} \quad (2),$$

где R – радиус кривизны микровыступов; E – модуль упругости;  $\mu$  – коэффициент Пуассона; q- средняя нагрузка на единичный контакт неровностей;  $\rho$ - угол трения ( $\operatorname{tg} \rho = \mu'$ );  $N_0$ ,  $\mu'$  – адгезионные параметры.

Выражение (1) можно представить в виде трехчлена  $K=A+B+C$ . Первое слагаемое (A) характеризует механическое сопротивление относительно перемещению при уклонах  $\alpha$ ,  $\beta$  площадки контакта микровыступов относительно вектора скорости перемещения и перпендикулярно ему, а два последующих слагаемых ( B, C ) характеризуют совместный, взаимозависимый вклад деформационной и адгезионной составляющей в величину коэффициента трения. Данный метод расчета параметров трения неоднократно проходил экспериментальную проверку, показывая удовлетворительные результаты, он явился удобным средством оценки триботехнических характеристик для различных видов поверхности, характеристики микрогеометрии которых могут быть получены по измерениям на современных профиллометрах.

В табл.1 представлены результаты расчета триботехнических характеристик применительно к зубчатым колесам, имеющим различную финишную обработку рабочей поверхности.

Применительно к использованию новых видов технологий финишной обработки ответственных деталей появляется возможность быстрой оценки ожидаемых численных значений триботехнических свойств, что позволяет произвести обоснованный выбор технологии. Кроме того, при конструировании деталей машин, возможно оценить их будущие эксплуатационные показатели. Из табл.1 видно, что наименьшее трение и контактные давления возникают после длительной работы зубчатых колес, как в условиях эксплуатации, так и при стендовых испытаниях, когда сформирован полностью микрорельеф поверхности, что можно объяснить появлением равновесной шероховатости поверхности для

данных условий работы [2]. Интересно, что в этих условиях поверхностные риски имеют направление вдоль эвольвентного профиля, что сходно с микрогеометрией ролика для испытаний на контактную выносливость. Данный факт может также являться основой для выбора технологии финишной обработки зубчатых колес, обеспечивающей низкий уровень трения и высокие эксплуатационные характеристики.

1. Курапов П.А. о количественной оценке параметров трения в развитие положений молекулярно-механической теории // Машиноведение. –1990.-№1 – с.28-34.
2. Крагельский И.В., Михин Н.М. Узлы трения машин. М.: Машиностроение, 1984, 280с.

Таблица 1. Расчетные триботехнические характеристики передач.

Вид обработки	Радиус вершин выступов, мкм	Плотность пятен контакта, мм <sup>-2</sup>	Среднее значение $P_r$ , кг/мм <sup>2</sup>	K
Шлифование	9,62	16770	627	0,300
Хонингование	18,04	26989	354	0,193
Обработка Rösler	19,06	6617	540	0,219
Исходная поверхность колеса для стендовых испытаний	52,22	1030	513	0,171
Поверхность колеса после ресурсных стендовых испытаний	72,27	782	452	0,187
Зона углубленного износа после ресурсных стендовых испытаний	151,20	1866	206	0,144
Рабочая поверхность колеса после эксплуатации двигателя	132,50	2094	218	0,155
Цилиндрическая поверхность ролика для испытания на контактную выносливость	434,25	1138	120	0,130

## СИСТЕМА АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ ПОДАЧЕЙ С ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКОЙ СИГНАЛОВ ОТ ДАТЧИКОВ ХОЛЛА С МНОГОСЕКТОРНЫМ РАЗМЕЩЕНИЕМ ИХ В ДИНАМОМЕТРИЧЕСКОМ ШПИНДЕЛЬНОМ УЗЛЕ

В.А. Лизогуб, Ю.Н. Бугров

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия;  
lizogubva@mail.ru, bugrov953@mail.ru

В автоматизации современного производства металлорежущего оборудования с ЧПУ, обеспечение точности и производительности обработки деталей практически невозможно без использования встроенных средств контроля процесса резания, а также и для адаптивного управления контурной скоростью по ограничению сил резания [1].

Одним из решений задач, в этом направлении, нашли отечественные динамометрические шпиндельные узлы (ДШУ), разработанные в РФ [2]. Применение ДШУ для станков и многоцелевого оборудования с ЧПУ, позволяет решать вопросы контроля процесса резания и состояния лезвия режущего инструмента.

Конструкция, передней опоры, например одного из ДШУ, показана на рис. 1. В корпусе 4 на подшипниках 2 и 3 установлен шпиндель 1.

Между упорным подшипником 3 и буртом корпуса 4 в виде стакана расположен упругий элемент 5 с тензодатчиками, воспринимающий осевую часть силы  $F$ , действующую на подшипник 3 от шпинделя по координате  $Z$ .

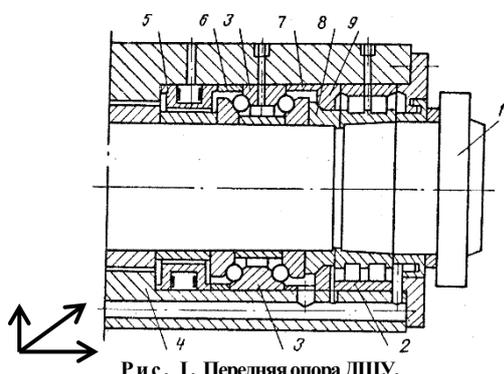


Рис. 1. Передняя опора ДШУ.

Радиальная составляющая силы  $F$  действует на шпиндель, изгибает его по координатам в плоскости  $X, Y$  и передается через подшипник 3 на упругий элемент 5 и дополнительно деформирует его.

Датчик измерения сил резания, выполненный на пьезоэлементах 9, которые вклеены во втулку 5 (рис.2) и соединены в мостовую схему с усилителями согласования [3,4].

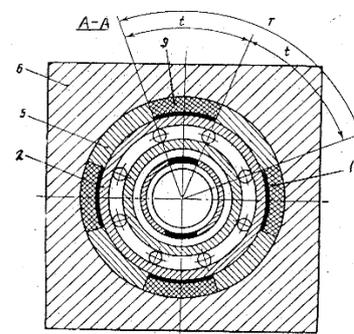
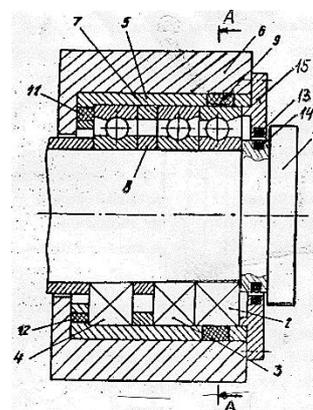


Рис. 2. Схема 4-х секторных элементов измерения 9,10 в ДШУ с пьезоэлементами, датчиками Холла 13 и ПМ 14.

В таком исполнении ДШУ, схема размещения датчиков должна быть в трех плоскостях, относительно оси  $Z$ . Первая и вторая плоскость содержат в каждом из 4 – х секторов датчики с пьезоэлементами 9 и 10, а третья плоскость - с постоянным магнитом (ПМ) 13 в крышке 15 и датчиками Холла 14 в расточке на периферии шпинделя 1.

Экспериментальные и расчетные значения первой  $\omega_{1с}$  собственной частоты, для двух массовой системы ДШУ составляют уровень 140-200Гц, а второй  $\omega_{2с}$ , до ~1400Гц.

При изменении силы резания  $F$ , отмечается также и увеличение амплитуды  $A$  колебаний рис.3 [4]. Если учесть диапазон соотношений масс шпинделя и его нагрузки на фланце  $m1/m2 \geq 0,2 - 2$ , для ряда деталей, например ступиц, крестовин, др., то можно ожидать и соответствующее увеличение диапазона частот  $\omega_{1с}$ ,  $\omega_{2с}$ .

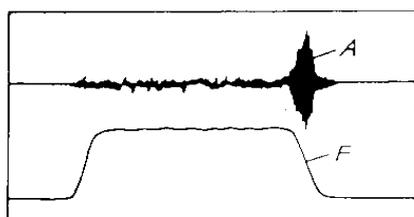


Рис. 3. Изменение силы резания и амплитуды колебаний в процессе сверления отверстия.

Использование октавных фильтров в ДШУ, например, FM1500 требует их постоянной перестройки. Таким образом, для реализации достаточно эффективной системы адаптивного управления подачей (АСУП) рис.4, целесообразно применение в ДШУ многосекторного измерения составляющих сил  $F_x$ ,  $F_y$ ,  $F_z$ .

В ДШУ встраиваются до 4-х пьезодатчиков в каждой из 2-х плоскостей и дополнительно, для векторного опроса по координатам X, Y, Z, - 4 датчика Холла в третьей плоскости, параллельной первым двум. Здесь, также, оправдано применение других способов обработки сигналов от датчиков силы, например методом скользящей регрессии, который не зависит от частоты колебаний [5].

Одновременно, для текущей оценки векторных параметров силы резания  $F=F_d$  в обрабатывающих центрах, где для сложных деталей, изменяются базы  $X0k$ ,  $Y0k$ ,  $Z0k$ , др. возможно определение  $F_d$  и по координатным составляющим  $F_{dx}$ ,  $F_{dy}$ ,  $F_{dz}$ , как вектор в новых координатах  $F_d = \sqrt{F_{dx}^2 + F_{dy}^2 + F_{dz}^2}$ . По этой причине, составляющие в ДШУ, опрашиваются по секторам через датчики Холла при вращении шпинделя с ПМ [4].

Датчики Холла устанавливаются ближе к фланцу шпинделя, так чтобы поле магнита, размещенного в пазу шпинделя, при его вращении, могло фиксироваться датчиками Холла в отдельной плоскости от других и шунтировалось стальными частями подшипников.

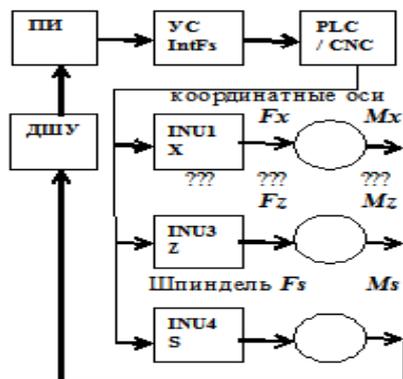


Рис. 4. Функциональная схема АСУП.

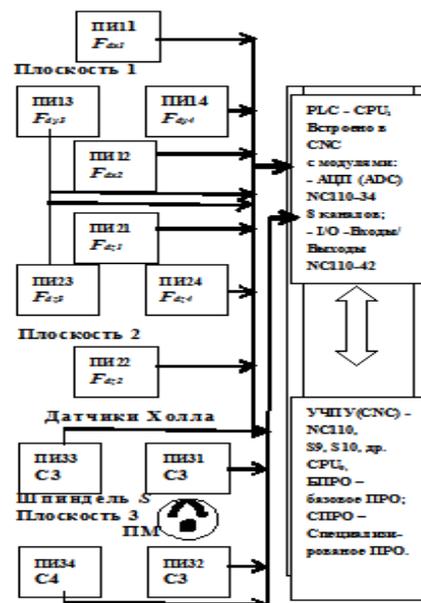


Рис.5. Структурная схема АСУП подключения к УЧПУ (NC110+ PLC): пьез датчиков ПН1,..., ПН14, датчиков Холла ПН31,..., ПН34, к модулям АЦП и О/И, по секторам С1-С4 в плоскостях Пл1-Пл3.

Схема АСУП рис.5 для автоматизации управления процессами резания, строится на основе функциональных возможностей преобразователей измерительных (ПИ), интерфейса сигналов и данных (IntFs) с усилителями сигналов (УС), связи преобразователей (АЦП) с контроллерами (PLC) в УЧПУ (CNC), и инверторами приводов (ИНУ) с электро-двигателями  $M_x$ ,  $M_y$ ,  $M_z$ ,  $M_s$ .

Учитывая, приведенные выше особенности АСУП [5], ее схема подключения к PLC, со встроенным процессором CPU<sub>1</sub> в УЧПУ (NC110, S9, S10), и с центральным CPU<sub>0</sub> в CNC (рис.5), должна иметь модуль АЦП (NC110-34 на 8 каналов 12 разрядных (ADC) и модуль релейных входов – выходов I/O (NC110-42), например на 24 канала (4 канала используются для векторной оценки положения осей для датчиков Холла).

Пьезодатчики и датчики Холла, предлагаемые в продаже фирмами, достаточно малогабаритны, порядка 10x5x2 мм, с микросхемой в датчике, где встроен измерительный мост с усилителем для пьезодатчиков и с триггером Шмита для датчиков Холла.

Питание датчиков от внешнего стабилизированного источника напряжения постоянного тока 24 в, что полностью согласуется с АЦП и модулем входов-выходов I/O.

В УЧПУ типа NC110 (S9, S10, др.) может быть встроена программа цифровой фильтрации на основе метода скользящей регрессии (ПЦФСР), как дополнение или опция к базовому ПРО (БПРО).

Алгоритм вычислительной части программы ПЦФСР, разработанной на языке СИ [5], приведен на рис. 6.

Фильтрации для измеряемых сигналов сил резания, как функций  $Y_{ij}^i(X_{k+mj})$ , здесь определяется следующим образом.

Прогнозируемая величина –  $\hat{Y}$ , в каждом шаге по каждому такту вывода сигнала  $F_{d,i+1} = Y_{ij}^i(X_{k+mj})$  из ПЦФСР в CNC-PLC), как фильтруемого сигнала, находится, как среднее от значений –  $m_0$  линейных прогнозов в текущем массиве  $M_0$ .

$$Y_{ij}^i = \sum Y_{k+mj}(x_{k+mj}) / m_k$$

Цифровая фильтрация и расчет сил резания осуществляется в БПРО УЧПУ с встроенной подпрограммой (ПП), которая вызывается в управляющих программах (УП) для обработки деталей подготовительной командой G79. Например, SUB «ПЦФСР», с программированием через переменные и сигналы Enm, SApq I/O - входы/выходы, SKij (ПЛК - (УЧПУ) в 5 – том мультипроцессе Mp5, и обрабатываемой параллельно и синхронно с УП % «Ступица», в следующей последовательности:

% «Ступица с ПЦФСР»;

1) Ввод параметров E по расчету и анализу  $F_3$  в числовых значениях допускаемой силы резания  $E70(F_3)$  и других, например, для векторного анализа по координатам, в ПП SUB, «ПЦФСР» с использованием I/O (входы/выходы) I<sub>pq</sub>/U<sub>ik</sub>) и параметрам E<sub>nm</sub>, W<sub>ij</sub>

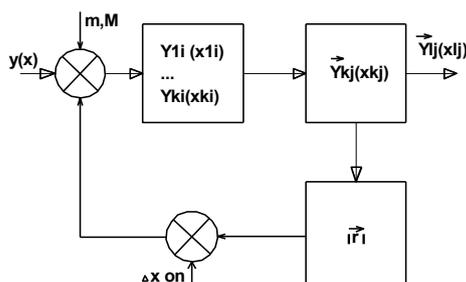


Рис. 6. Алгоритм расчета цифровой фильтрации на основе скользящей регрессии, с коррекцией шага  $\Delta X_{0i}$  при смещении аргумента  $X_{k+mj}$  для расчета функции  $Y_{ij}^i$  по корреляции -  $|r| \leq \delta$ .

PLC1:

$E70=F_3 H$ ,  $E90= V_k \text{ мм/мин}$ ,  $E70=F_d H$ ,  $E60=S_3 \text{ об\мин}$ ,  $E61=S_d \text{ об\мин}$ ,  $T_d= S_d/60$  с период оборота при действующей частоте вращения шпинделя,  $\tau_{0\min} = 0,25$  мс (время опроса в PLC - CNC каждого из 8 –ми каналов АЦП),  $M_0 \leq T_d / \tau_{0\min}$  (массив  $M_0 \leq 360$ ,  $m_0 = 5 \sim 15$  выборка числа измерений из массива  $M_0$ ,  $\delta$  точность фильтрации) для ПП SUB «ПЦФСР», векторные составляющие  $E70=F_d$ ,  $E71=F_{dx}$ ,  $E72=F_{dy}$ ,  $E73=F_{dz}$ , ... др.

2) Обработка УП, % «Ступица», как авиационной детали с обработкой, по технологии

фасонной, в режимах интерполяций: G1, ..., G5 с адаптацией по G79 (с ПЦФСР);

3)\* Измерение через АЦП (ADC), с преобразованием сигналов сил резания  $F_d$  через ПЦФСР и записью в параметр E71 через интерфейс I/O PLC1 – УЧПУ текущей силы резания из аналоговой и отфильтрованной формы  $F_d = \sqrt{(F_{dx}^2 + F_{dy}^2 + F_{dz}^2)}$  в числовую форму SA10 (Fd)

SA10 (Fd) = ADC (Fd), SK70 = SA10,

E71 = SK70;

3) Текущая обработка и расчет действительной контурной скорости подач в следующем виде:

$E91(Vkd) = E90(Vk)$

•  $E100(K100) \cdot E70(F_3) E71(Fd)$

где  $E100(K10)$  – коэффициент преобразования и нормализации значения отклонения заданной силы  $F_3$  от действующей  $F_d$  при обработке, в параметры контурной скорости подач  $V_k$ ;

4) Корректировка, преобразование в % и отработка, заданной в УП контурной скорости  $V_k$  в  $Vkd$ , осуществляется через выход W16K0 интерфейса I/O PLC1 – УЧПУ, с точностью  $\Delta V_k = V_k / 128$ , что соответствует точности подачи и допускаемой силе резания

$$E92 = \frac{E91(Vkd) \cdot 100}{E90(Vk)}$$

где SK90 = E92,

W16K0 = SK90;

5) Происходит обработка детали до завершения УП в заданных режимах.

Как показали исследования ДШУ, с увеличением скорости резания, снижением подачи и уменьшением глубины резания, также уменьшается и сила резания, что влияет на точность ее измерения.

В АСУП с ДШУ, при много секторном размещении, как пьезодатчиков силы резания, так и датчиков Холла, а также применении новых способов цифровой фильтрации, например методом скользящей регрессии их уровень точности не только сохраняется, но и расширяет технологические возможности и диапазон обрабатываемых деталей в станках и многоцелевых центрах с ЧПУ. Это позволяет в АСУП использовать значение силы резания для контроля протекания процесса резания и диагностирования состояния режущего лезвия инструмента.

1. Бугров Ю.Н., Лизогуб В.А. Некоторые особенности управления точностью обработки на станках с ЧПУ. «Актуальные проблемы приборостроения, информатики и социально экономических наук». Сборник трудов научно – практической конференции. М.: МГУПИ, -2013. – С.117-126.

2. А.С.№1315150 СССР, МКИ В 23 В 25/06. Динамометрический подшипниковый

узел./Ныс Д.А., Сиротенко А.П., Разумов Е.И.,  
Лизогуб В.А.; заявитель ЭНИМС.  
№33914070/25-08; заявл. 20.06.85; опубл. 07.06.  
87, Бюл. №21.

3. Пат. №2039962 РФ, МПК G01M13/04.  
Динамометрический подшипниковый узел/  
Лизогуб В.А., Разумов Е.И. (РФ).  
№5032678/28; заявл. 17.03.92. Опубл. 20.07.95,  
Бюл. №20.

4. Лизогуб В.А. Динамометрический  
шпиндельный узел для диагностирования процесса

резания и состояния инструмента. М.://СТИН,  
-1998.-№7.- С.15-17.

5. Бугров Ю. Н. Цифровая фильтрация  
сигналов управления и контроля в системах  
управления технологическим оборудованием и  
специализированными станками. Научные труды  
международной научно – практической  
конференции «Фундаментальные проблемы и  
современные технологии в машиностроении», М.:  
Машиностроение, 2010.- С.347-353.

## РАЗРАБОТКА МОДЕЛЬНЫХ ИСПЫТАТЕЛЬНЫХ СРЕДСТВ ДЛЯ ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМЫ ВЛАЖНОЙ ОЧИСТКИ ПРОТОЧНОГО ТРАКТА ГТД

Е.Н. Мальцев<sup>1</sup>, Б.М. Силаев<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ОАО «КУЗНЕЦОВ», Самара, Россия; Malcev.en@yandex.ru

<sup>2</sup>Самарский государственный аэрокосмический университет имени академика С.П.Королева (национальный исследовательский университет), Самара, Россия;

Отечественный и мировой опыт эксплуатации газотурбинных двигателей (ГТД) в авиации, в наземных условиях и на водном транспорте показывает, что загрязнение проточного тракта по мере наработки существенно снижает их тактико-технические характеристики. Так, в работе [1,2] показано, что толщина пленки загрязнений на лопатках компрессора, как наиболее подверженного загрязнению элемента конструкции, может достигать до 2 мм, при этом эффективный КПД двигателя может снижаться до 2...3%. Это приводит к существенному перерасходу топлива, к ухудшению виброхарактеристик двигателя и повышению динамической напряженности его элементов конструкции.

Для восстановления энергетических характеристик и улучшения вибрационного состояния газотурбинных двигателей как авиационных, так и наземного применения в настоящее время при эксплуатации применяются различные способы очистки их проточной части [3,4]. Наибольшее распространение среди них получил способ влажной очистки различными жидкими растворами, при этом для отработки режимов очистки в процессе проектирования или на этапе доводки системы, проводятся дорогостоящие опытно-промышленные испытания ГТД.

Для существенного сокращения затрат времени и средств, оценку эффективности системы влажной очистки целесообразно проводить в лабораторных (цеховых) условиях на малоразмерной стендовой установке при автоматическом режиме ее работы.

Разработана методика расчета и проектирования указанной установки [5], полученная на основе совместного решения уравнений гидрогазодинамики потоков в проточной части двигателя и в смесительной камере установки. Спроектирована и изготовлена установка, а также проведены эксперименты, подтверждающие правильность выдвинутых теоретических положений и конструктивно-схемных решений.

Стендовая установка состоит из следующих узлов и систем: смесительной камеры 1 «рис. 1» с кассетой образцов – лопаток 2, закрепленных на выходном торце камеры; с другого её входного торца подводится сжатый воздух через пневмосистему, включающую трубопровод с форсункой 3 и измерительно-регулирующей аппаратурой, содержащей датчик давления 16, кран регулировочный 4, фильтр

5, влагоотделитель 6 и кран перекрывной 7; на стенке камеры 1 крепятся форсунки 8 для подвода в камеру жидкости-очистителя через гидросистему, состоящую из насоса 9, бака 10 с жидкостью, электронагревателя 11, фильтра 12, редукционного клапана 13 и двухпозиционного крана 14; контроль давления жидкости перед форсунками осуществляется датчиком давления 15, контроль давления в смесительной камере на входе в нее и перед кассетой образцов-лопаток – датчиком давления 16. Контроль температуры жидкости в баке 10 и в воздушно-жидкостной смеси в смесительной камере 1 производится соответственно датчиками 17 и 18. Воздушно-жидкостная среда с частицами пленки загрязнений в процессе влажной очистки удаляется вентилятором 19.

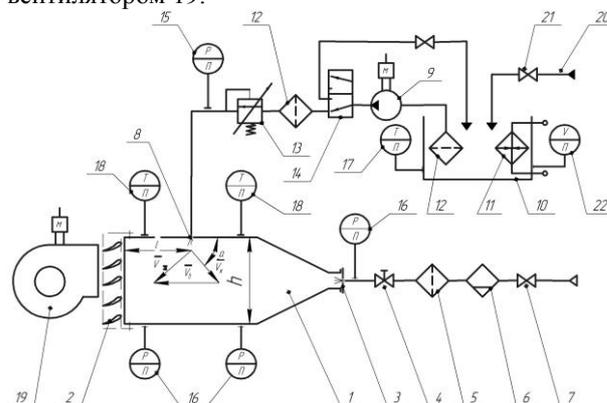
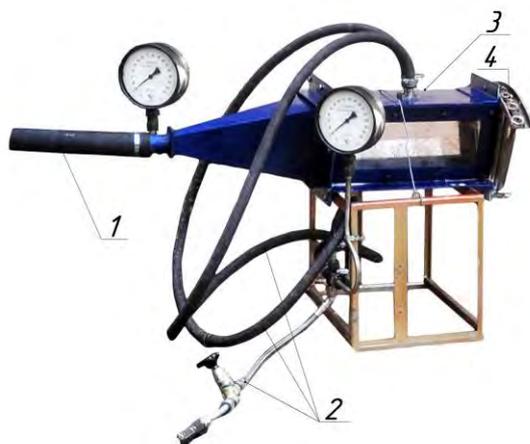


Рис. 1. Принципиальная конструктивная и пневмогидравлическая схема малоразмерной стендовой установки

Модельная малоразмерная установка, внешний вид которой представлен на «рис. 2», обеспечивает изменение подачи количества жидкости-очистителя, подаваемой в смесительную камеру 1, в зависимости от расхода воздуха, имитирующего три режима работы двигателя: холодные прокрутки, «малый газ» и номинальный режим. При этом сама стендовая установка работает на четырех режимах: заполнение бака водой, циркуляция, градуировка и испытание.

Имитация натуральных режимов испытаний достигается за счет обдувки образцов, предварительно закрепленных на торце смесительной камеры установки, струей сжатого воздуха со скоростью, равной скорости воздушного потока в проточной части двигателя на режиме, принятом для проведения очистки, с одновременной подачей в смесительную

камеру жидкости-очистителя. При этом давление подачи жидкости равно давлению, принятому для соответствующего режима очистки конкретного двигателя.



1-подача сжатого воздуха, 2-гидросистема, 3-фосунки подачи моющей жидкости, 4-кассета образцов-лопаток

Рис. 2. Общий вид модельной малоразмерной стендовой установки

Разрушение (изнашивание) и удаление пленки загрязнений с поверхности образцов-лопаток оценивается по уменьшению их веса за определенный цикл испытаний, а также измерением их размеров

до и после испытаний и визуально с помощью лупы 4-х кратного увеличения. Время испытаний определяется по секундомеру.

Таким образом, предлагаемая малоразмерная стендовая установка устраняет проблему получения данных по оценке эффективности системы влажной очистки путем проведения дорогостоящих опытно-промышленных испытаний натурных двигателей, что в конечном счете принесет помимо технического, существенный экономический эффект.

1. Силаев Б.М., Мальцев Е.Н. Архитектура концептуальной модели системы влажной очистки проточной части ГТД / Сборник тезисов докладов III международной научно-технической конференции «Авиадвигатели XXI век» М. ЦИАМ 2010. – С.1264-1267.
2. Козаченко, А.Н. Эксплуатация компрессорных станций магистральных газопроводов / А.Н. Козаченко - М.: Нефть и газ, 1999. – 463 с.
3. Мальцев Е.Н. Разработка обобщенного метода расчета и проектирования системы влажной очистки проточной части ГТД и средств ее реализации: Дис...к-та техн.наук / СГАУ. – Самара, 2013.- 150 с.
4. Мальцев, Е.Н. Анализ принципиальных конструктивных схем устройств для влажной очистки газозоудушного тракта авиационных ГТД / X Королевские чтения: сб. трудов мол. науч. техн. конф. с межд. уч-ем. – Самара, СГАУ, 2009. – Т. 1. – С. 192.
5. Силаев, Б.М. Разработка метода расчета и проектирования стендовой установки для отработки режимов влажной очистки проточного тракта ГТД / Б.М. Силаев, Е.Н. Мальцев // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королева. – 2011. – №3(27). – Ч.3. – С. 282-285.

## ЛИСТОВЫЕ И РУЛОННЫЕ АВИАЦИОННЫЕ СПЛАВЫ С ПОКРЫТИЯМИ: ОСОБЕННОСТИ РАСКРОЯ И ТЕХНОЛОГИЯ ЕГО РЕАЛИЗАЦИИ

В.А.Марковцев<sup>1</sup>, В.В. Марковцева<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ОАО «Ульяновский НИАТ»

<sup>2</sup>Ульяновский государственный технический университет, [valeria2505@yandex.ru](mailto:valeria2505@yandex.ru)

Листовые авиационные сплавы такие, как В95пчАМ и 1163АМ находят применение в авиационной промышленности. Из них производят элементы каркаса летательных аппаратов. Такими элементами являются гнутые профили «Стрингер» и «Шпангоут», изготавливаемые в настоящее время ОАО «Ульяновский НИАТ» из листовых плакированных заготовок авиационных алюминиевых сплавов В95пчАМ и 1163АМ и используемые в конструкции самолета МС-21.

Особенности раскроя исходного материала и последующего формообразования гнутых профилей из указанных сплавов заключаются в наличии лакирующего алюминиевого слоя на поверхности указанных сплавов. При этом ставится задача, заключающаяся в получении кондиционных профилей, соответствующих требованиям, предъявляемым к авиационным деталям силового набора в отношении геометрических параметров, качества поверхности, а также внутренней структуры готовых изделий. Необходимым условием является сохранение сплошности покрытия, обеспечивающего коррозионостойкость гнутых профилей. В этой связи возникла необходимость разработки специальной технологии производства профилей на основе метода стесненного изгиба, разработанного Проскураковым Г. В 60-х годах XX столетия. Несмотря на большое количество исследований, проводимых в данном направлении [1, 2], задача получения бездефектных гнутых профилей с малыми радиусамигиба и утолщениями в зонах сгиба, особенно из труднодеформируемых материалов, остается актуальной до настоящего времени.

Прецизионность получаемых в результате профилирования изделий напрямую зависит от ширины исходной заготовки. В связи с этим важно провести корректный расчет процесса формообразования стрингеров и шпангоутов, частью которого является разработка рациональной схемы раскроя ленты исходного материала на соответствующие полосы-заготовки, а также последующее проектирование необходимого оборудования и оснащения.

Ширина заготовки  $C_3$  – важный технологический параметр, определяющий радиус утолщения зон сгиба и качество профиля. На основе экспериментальных исследований [3], а также с учетом вида НДС,

ширина заготовки  $C_3$ , при которой можно получать профили с заданным внутренним радиусом гв в условиях плоской деформации, определяются формулой [4, 5]:

$$C_3 = B_p + kS_0n \quad (1)$$

где  $C$  – ширина развертки профиля;  $k$  – коэффициент, зависящий от свойств материала и получаемого внутреннего радиуса (рис. 1);  $S_0$  – толщина материала;  $n$  – число зон сгиба.

Ширину развертки профиля  $C$  находят по формуле:

$$C = \sum_{j=0}^M l_j + \frac{1}{S_0} \sum_{i=0}^N \left[ (r_i + S_0)^2 - \frac{\alpha r_i}{2} - R_i^2 + \frac{\alpha_i R_i^2}{2} \right] \quad (2)$$

где  $M, N$  – число прямолинейных участков и число зон сгиба соответственно;  $l_j$  – длина  $j$ -го прямолинейного участка; гв, гн – радиусы кривизны внутреннего и наружного контуров  $i$ -ой зоны ( $r_b = r_i/S_0$  на рис.1). Сочетание внутреннего радиуса и утолщения влияет на значение коэффициента концентрации напряжений при работе уже готового профиля на кручение в условиях циклического нагружения. Для авиационных конструкций данная взаимосвязь является определяющей при назначении геометрических параметров зоны сгиба на стадии разработки конструкции профиля.

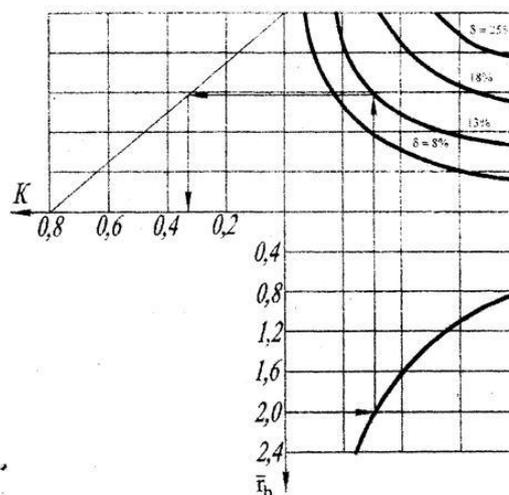


Рис. 1. Номограмма расчета коэффициента избытка заготовки

Номограмма на рисунке 1 получена Филимоновым В.И. с учетом сравнения относительно-

го удлинения материала заготовки  $\delta$  и деформаций на  $r$  в отсутствие дефектов на внутреннем контуре зоны сгиба [6]. Для авиационных конструкций данная взаимосвязь является определяющей при назначении геометрических параметров зоны сгиба на стадии разработки конструкции профиля. Значительное влияние оказывает избыток ширины заготовки. С увеличением ширины заготовки силовые параметры профилирования увеличиваются в значительной степени. При  $\Delta C/(S_0 n) > 1,0$  начинается аксиальная вытяжка профиля, которая может достигать 7-10 % (для мягких сплавов типа Д16М). При этом увеличиваются поводки профилей, искажается поперечное сечение. Более интенсивное увеличение силовых параметров отмечается у более прочных материалов, таких, как В95пчАМ. При значениях  $\Delta C/(S_0 n) < 0,1$  процесс гибки мало чем отличается от обычной гибки и получить малые радиусы мест изгиба не возможно, особенно для сплава В95 или 1420ТГ. Поэтому диапазон значений  $\Delta C/(S_0 n)$  от 0,1 до 1,0 обеспечивает наиболее благоприятные условия профилирования методом стесненного изгиба, причем большие значения из этого диапазона характерны для высокопрочных

материалов, меньшие - для более мягких (типа Д16М).

Для технической реализации раскроя листов на полосы и рулонов на ленты шириной согласно разработанной теории и соответствующим требованиям, указанным в карте раскроя, в ОАО «Ульяновский НИАТ» была разработана и внедрена автоматизированная линия продольной резки листового и рулонного алюминиевых сплавов В95пчАМ и 1163АМ с временным сопротивлением разрыву  $\sigma_b$  не более 500МПа.

Состав линии продольной резки листового и рулонного алюминиевых сплавов представлена на рисунке 2:

- 1 – приводной разматыватель рулона с механизмом прижима;
- 2 – направляющий стол с узлом поперечной резки;
- 3 – рольганг направляющий;
- 4 – устройство листопрямляющее;
- 5 – дисковые ножницы;
- 6 – стол приемный;
- 7 – петлеобразователь;
- 8 – натяжитель;
- 9 – рулонница приемная.

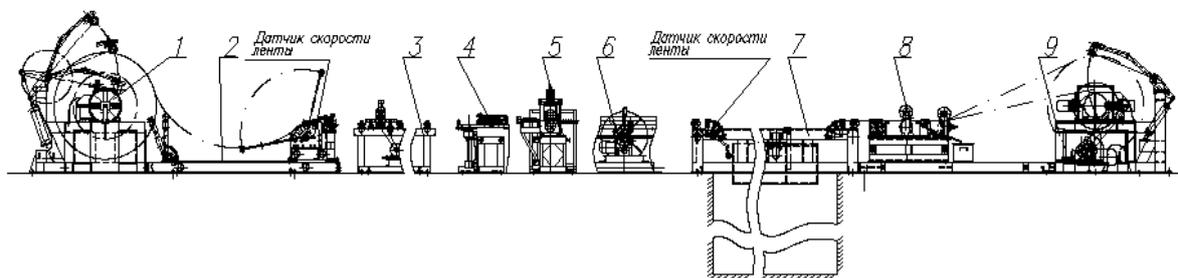


Рис. 2. Состав линии продольной резки листового и рулонного алюминиевых сплавов В95пчАМ и 1163АМ

В состав линии входит также электронная система управления с частотными преобразователями.

Принцип работы линии: рулон металла с помощью загрузочного устройства устанавливается на разматыватель рулона 1, таким образом, чтобы разматывание металла происходило с верхней точки. Командой с пульта управления на рулон металла опускается прижимной ролик, включается привод разматывателя и металл плавно подается в рабочую зону направляющего стола 2 через разделительный ролик, ролик слежения скорости движения ленты, на блок роликов и далее на направляющий ролик, с которого счетным устройством производится считывание длины пропущенного материала. Скорость подачи металла контролируется датчиками, установленными на столе направляющем и петлеобразователе. Датчики синхронизируют работу приводов разматывателя, дисковых ножниц, стола приёмного и приёмной рулонницы.

Затем лента подаётся на подающий рольганг 3. Лента проводится по направляющим, подводится под прижимной ролик и с пульта управления подаётся команда на прижим ленты. Включаются приводы разматывателя и рольганга направляющего, лента проводится через рольганг и подается в листопрямляющее устройство 4. Затем она поступает в раскройную секцию дисковых ножниц, где происходит раскрой на мерные ленты. Нарезанные ленты поступают далее на приемную рулонницу, краевые ленты от резки металла по кромководам подаются на рулонницы под отходы для сматывания отходов.

Для производства поперечной отрезки работа линии раскроя останавливается, материал фиксируется зажимным устройством и производится поперечный раскрой вручную, после чего материал освобождается в зажимном устройстве. Получаемые штрипсы упаковываются и снимаются с рулонницы.

Разработанный автоматизированный раскройный комплекс является уникальным. Обладая меньшими мощностью, габаритами по сравнению с аналогичным оборудованием, применяемым на металлургических комбинатах, он может использоваться в условиях заготовительно-штамповочного производства авиационных заводов и предприятий, обеспечивая высокое качество получаемых штрипсов необходимой ширины из листовых плакированных авиационных сплавов.

Качество современных летательных аппаратов во многом зависит от характеристик элементов и деталей, применяемых в каркасах фюзеляжей самолетов. Ширина развертки, наряду со схемами и режимы формообразования, величину и точность установки зазоров в роликах, выбор и установку оси профилирования и др., является одной из основных технологических характеристик, влияющих на процесс пластического формоизменения заготовки при интенсивном формообразовании. Так, в статье представлены результаты теоретических исследований параметров заготовки в виде соответствующих формул и номограммы, которые целесообразно использовать при разработке технологии производства гнутых профилей из листовых плакированных заготовок авиационных сплавов.

Разработано специальное оборудование и оснащение для продольного и поперечного раскроя алюминиевых плакированных листовых и рулонных материалов. Данная разработка позво-

ляет осуществлять продольный и поперечный раскрой лент из авиационных алюминиевых сплавов В95пчАМ и 1163АМ, обеспечивая высокое качество кромки и минимальные допуски по ширине заготовки, что позволяет максимально приблизить ширину получаемого штрипса к ширине развертки, что способствует изготовлению высококачественных кондиционных авиационных гнутых профилей, получению каркаса фюзеляжа летательных аппаратов повышенной жесткости. Следствием этого является снижение весовой отдачи конструкции летательных аппаратов в целом за счет уменьшения количества используемых гнутых профилей и крепежных элементов.

1. Илюшкин М.В. Интенсивная технология производства гнутых профилей из материалов с покрытием в роликах / М.В.Илюшкин, В.И. Филимонов. – Ульяновск: УлГТУ, 2006. – 200 с.
2. Гудков И.Н. Формообразование перфорированных гнутых профилей / И.Н. Гудков, В.И. Филимонов. – Ульяновск: УлГТУ, 2010. – 117 с.
3. Защита от коррозии. Покрытия металлические и неметаллические неорганические. Часть 1. – М.: Издательство стандартов, 1990. – 467 с.
4. Джонсон К. Механика контактного взаимодействия: Пер. с англ. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
5. Производство и применение гнутых профилей проката (Технология, оборудование, сортамент, методы расчета, области применения, эффективность): Справочник/[И.С. Тришевский, Г.В. Донец, В.И. Мирошниченко и др.]; Под ред. Д-ра техн. наук, проф. И.С. Тришевского.–М.: "Металлургия", 1975.–535 с.: ил.

## МЕТОД И УСТРОЙСТВО ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОЙ СТРУКТУРЫ МАТЕРИАЛА ПРУТКОВЫХ ЗАГОТОВОК

А.С. Матвеев<sup>1</sup>, Р.А. Казаков<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П.А. Соловьева, Рыбинск, Россия; matveev\_as\_1@mail.ru <sup>2</sup>ООО " Научно-производственное объединение "Сатурн", Рыбинск, Россия

### Цель

Повышение коэффициента использования материала и снижение трудоемкости при наноструктурировании материала прутковых заготовок равноканальным угловым прессованием.

### Техническая задача

Эффективным способом формирования ультрамелкозернистых (нанокристаллических) структур в металлических материалах является интенсивное пластическое деформирование методом равноканального углового прессования (РКУП), по которому обрабатываемая заготовка, перемещаясь через зону пересечения каналов, испытывает деформации простого сдвига, сопровождающиеся дроблением кристаллической структуры материала.

В процессе РКУП в зоне пересечения каналов образуется застойная зона, а в объеме деформируемой заготовки формируется макроротор. Это вызывает уменьшение длин участков стационарного пластического течения, увеличивает технологические отходы и повышает трудоемкость из-за необходимости регулярного усечения концов обрабатываемой заготовки между проходами РКУП [1].

### Вариант решения задачи

Вариант решения отмеченной задачи предусматривает способ структурообразования материала прутковых заготовок путём прессования в подвижных матрицах [2,3,4,5], названный для краткости как «Z – процесс».

По «Z – процессу» обработку материала заго-

товки осуществляют с помощью подвижных матриц 4,5 (рис.1) способных смещаться друг относительно друга. Каждая из матриц имеет вертикальные каналы равного сечения и полуканалы, оси которых расположены на одной прямой, расположенной в плоскости смещения матриц. При этом полуканал верхней матрицы 4 (рис.1а) направлен вправо, а полуканал нижней матрицы 5 – влево. Кроме того, матрица 4 имеет выступ, расположенный слева и входящий в полуканал матрицы 5. Аналогичный выступ выполнен справа на матрице 5, входящий в полуканал матрицы 4. При совмещении полуканалов образуется единый канал сечением которого равно сечению вертикальных каналов матриц.

В исходном положении матрицы образуют сквозной вертикальный канал, в который устанавливают заготовку 1. Затем к заготовке подводят пуансоны 2 и 3, которые накладывают на торцы заготовки силы  $P$ . Одновременно к матрицам 4 и 5 прикладывают силы  $Q$ , которые обеспечивают их перемещение навстречу друг другу, например со скоростями равными скорости перемещения пуансонов. При относительном смещении матриц происходит взаимное смещение их вертикальных каналов с образованием единого промежуточного канала. Под действием сил  $P$  и  $Q$  в заготовке реализуется схема объемного неравномерного сжатия, обеспечивающая перевод материала заготовки в пластическое состояние и деформирование заготовки в Z – образный полуфабрикат. При этом, в начальный момент деформирования заготовки, в ее средней части

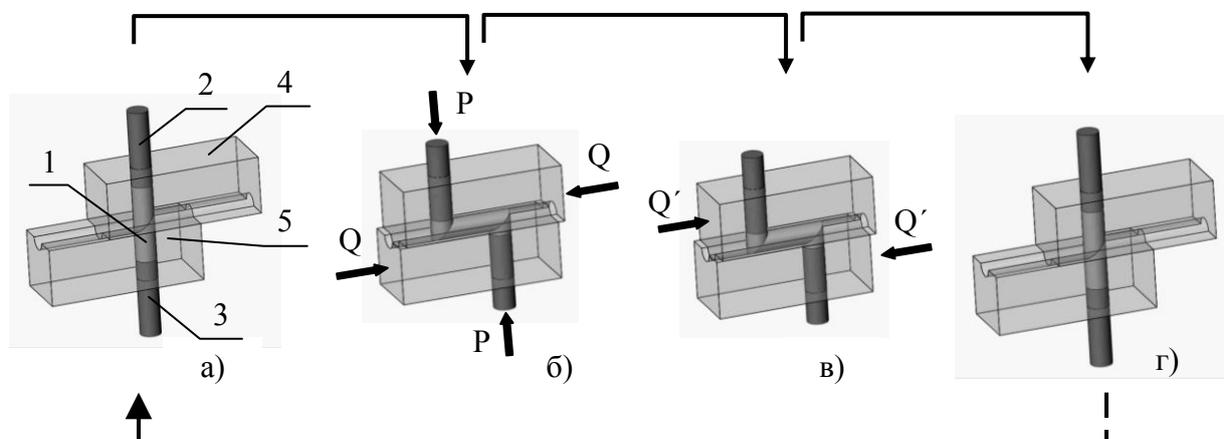


Рис.1. Технологическая последовательность обработки материала прутковой заготовки в подвижных матрицах по «Z – процессу»: а – исходное положение; б – нечетный этап деформирования заготовки; в – начало четного этапа деформирования заготовки; г – конечное положение заготовки на четном этапе деформирования заготовки; 1 – заготовка; 2,3 – пуансоны; 4,5 – подвижные матрицы [2]

возникает мгновенный очаг пластической деформации, который затем разделяется на два очага пластической деформации (рис.1б). В образовавшиеся очаги деформации входит материал заготовки из концевых зон, примыкающих к торцам пуансонов 2 и 3. При этом очаги деформации расходятся, смещаясь к концевым зонам заготовки 1. Материал обрабатываемой заготовки получает в очагах деформации однонаправленные деформации сдвига, приводящие к разориентировке зёрен и дроблению его кристаллической структуры.

Закончив перемещение заготовки 1 через вертикальные каналы матриц 4 и 5 в промежуточный канал, выполняют второй (четный) этап прессования заготовки. При этом снимают деформирующие нагрузки, приложенные к торцам заготовки 1 (рис.2в) пуансонами 2, 3 и обеспечивают синхронное перемещение матриц 4 и 5 силами  $Q'$  в направлении, противоположном их перемещению на нечетном этапе деформирования. При этом силы  $Q'$  достаточны для перевода материала Z – образного полуфабриката в пластическое состояние.

На четном этапе в коленных зонах заготовки вновь образуются два очага пластической деформации. Под действием приложенных нагрузок они начинают сближаться, протяжённость вертикальных зон Z – образного полуфабриката увеличивается и в конечном положении матриц 4, 5 (рис.1г) оси вертикальных каналов располагаются на одной прямой. Образуется единый прямолинейный канал с перемещением очагов пластической деформации к срединной части заготовки 1 и их слиянию. Заготовка приобретает исходную прямолинейную форму. На этом заканчивают второй (четный) этап обработки материала заготовки.

ную, по сравнению с нечетным этапом деформирования, сторону. В материале заготовки наряду с изменением направления деформации сдвига, нарастает величина накопленной деформации сдвига, приводящая, в итоге, к дальнейшему дроблению кристаллической структуры материала.

В зависимости от требуемой степени измельчения зёрен материала или иных задач, нечетный и четный этапы деформирования заготовки могут быть последовательно повторены  $n$  раз.

Для полной обработки материала в объеме заготовки реализацию "Z – процесса" целесообразно осуществлять, например, с предварительной установкой технологических шайб на торцы заготовки (рис.2), например из графитосодержащего

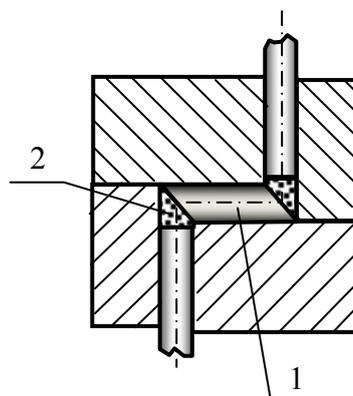


Рис.2. Обработка материала прутковой заготовки по "Z – процессу" с использованием технологических шайб: 1 - заготовка; 2 - технологические шайбы

материала.

Для реализации «Z – процесса» по одному из его вариантов обработки материала прутковых заготовок, разработано устройство, основные фрагменты и нечетный этап работы которого приве-

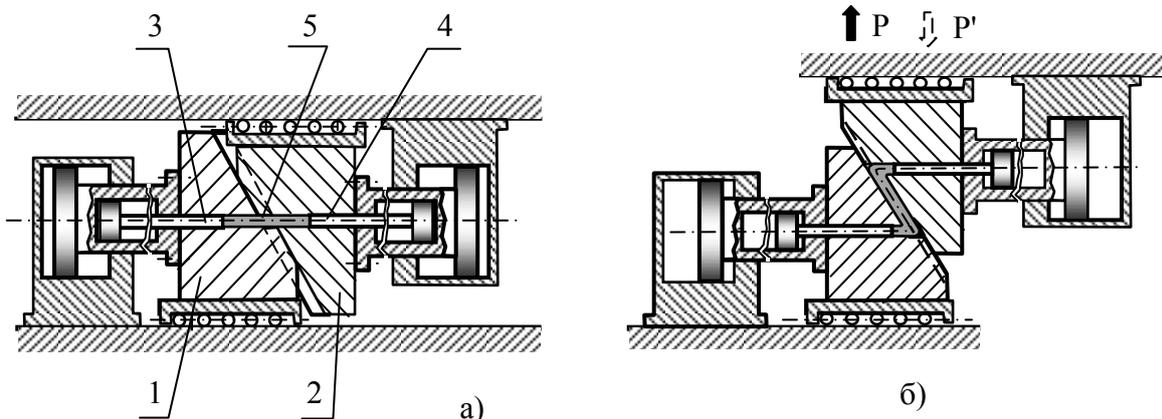


Рис. 3. Схема устройства для наноструктурирования материала прутковых заготовок: а -исходное состояние, б - промежуточный (четный) этап работы устройства: 1,2 - полуматрицы; 3,4 - осевые пуансоны; 5 - обрабатываемая заготовка [6]

В процессе четного этапа обработки материала заготовки в последней вновь реализуются деформации сдвига, направленные в противополож-

дены на рис. 3 [6].

## Вывод

Разработанный процесс структурообразования материала позволяет исключить операции по уменьшению длины заготовки между переходами РКУП и может быть востребован в различных отраслях машиностроения, позволяя повысить технико – экономические и эксплуатационные характеристики изготавливаемой продукции.

1. Периг. А. В., Тышкевич А. В. Физическое моделирование макроскопической ротации деформируемых материалов при равноканальном угловом прессовании / Кузнечно - штамповочное производство – обработка материалов давлением, №2, 2012, с. 41 - 45.

2. Патент № 2414319 Российская Федерация МПК В21J 5/06. Способ обработки металлов давлением / В. А. Полетаев,

А. С. Матвеев, Р. А. Казаков, патентообладатель ГОУ ВПО «Рыбинская государственная технологическая академия имени П. А. Соловьева». Оpubл. 20.03.2011. Бюл. №8.

3. Матвеев А. С., Кочетков В. А. Справочник кузнеца /под ред. В. Ф. Безъязычного. М.: Машиностроение, 2011. – 360 с.: ил.

4. Матвеев А. С. Гидроштамповка труб, наноструктурирование материала. Lap Lambert Akademie Publishing, Saarbrücken, Germany, 2012. – 238 с. ISBN: 978-3-659-27286-8.

5. Матвеев А. С. Исследование «Z – процесса» наноструктурирования материала прутковых заготовок / Вестник Рыбинского государственного авиационного технического университета имени П.А. Соловьева, №1 (22), 2012, с. 115 - 119.

6. Патент № 2415730 Российская Федерация МПК В21J 5/06/ Устройство для обработки металлов давлением / А.С. Матвеев, В.А. Полетаев, Р.А. Казаков, патентообладатель ГОУ ВПО «Рыбинская государственная технологическая академия имени П. А. Соловьева». Оpubл. 10.04.2011. Бюл. №10.

## АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ПАРАМЕТРЫ КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ БЛИЗКОЙ ТВЁРДОСТИ

М.М. Матлин<sup>1</sup>, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин

Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия;

<sup>1</sup>[matlin@vstu.ru](mailto:matlin@vstu.ru)

### Цель

Надёжность машин во многом определяется контактной жёсткостью в сопрягаемых поверхностях деталей. Пренебрежение сближением в контакте шероховатых поверхностей деталей или его неточное определение может привести к неправильной оценке эксплуатационных параметров соединения. В связи с этим, исследование контакта шероховатых поверхностей является важной задачей машиностроения.

### Объект и методы исследования

В работе исследуется контакт двух шероховатых поверхностей, изготовленных из материалов близкой твёрдости, т.е. отличающихся менее чем в 2 раза. Например, при соединении вала со ступицей зубчатого колеса твердости материала ступицы и вала часто соизмеримы. При таком соотношении твердостей будет происходить частичное смятие и частичное внедрение микровыступов. В первом приближении рассматривается чисто пластический контакт. Это соответствует случаю контакта поверхностей, имеющих грубую шероховатую обработку и нагруженных большой нормальной силой.

В работе рассматривался контакт шероховатой и гладкой поверхностей. Для случая контакта двух шероховатых поверхностей может быть использовано понятие «эквивалентная шероховатая поверхность» [1], которое позволяет перейти к контакту шероховатой поверхности с гладкой.

Для создания метода определения сближения, удобного для практического применения, была предложена «одноуровневая» модель [2], в которой все микровыступы расположены на одном уровне, а для каждого реального значения фактической площади контакта принимается соответствующее количество микровыступов. На основе этой модели получена зависимость остаточной деформации от параметров контакта:

$$h = \left( \frac{2\pi \cdot a^{1/b} \cdot F \cdot R_{\max}^{\nu}}{k_{cn} \cdot A_a \cdot b_k \cdot HD_{np} \cdot R^{1-1/b}} \right)^{\frac{1}{\nu-1+1/b}}, \quad (1)$$

где  $A_a$  – номинальная площадь контакта;  $b_k$  и  $\nu$  – коэффициенты, зависящие от вида обработки поверхности детали;  $R$  – радиус микровыступов;  $F$  – нагрузка, действующая;  $R_{\max}$  – наибольшая высота

неровностей профиля;  $a$  и  $b$  – коэффициенты, зависящие от соотношения пластической твердости материала шероховатой и гладкой поверхностей  $HD_{ш}/HD$ ;  $k_{cn}$  – коэффициент силового подобия, оценивающий соотношение сил в реальном контакте и модели и зависящий от  $\nu$ ;  $HD_{np}$  – приведенная пластическая твердость [3]

$$HD_{np} = \frac{1,5 \cdot HD_{ш} \cdot HD}{HD_{ш} + HD}. \quad (2)$$

Зависимости для коэффициентов  $a$  и  $b$  определены по результатам экспериментального исследования контактного взаимодействия стальных деталей в зависимости от соотношения твердостей  $HD_{ш}/HD$ :

$$a = \frac{0,057}{(HD_{ш}/HD)^{1,72}} + 0,142, \quad (3)$$

$$b = 1,306 - 0,153 \cdot \left( \frac{HD_{ш}}{HD} \right). \quad (4)$$

### Результаты и их обсуждение

В качестве примера рассмотрим влияние на параметры контакта таких факторов как радиус микровыступов, соотношение твердостей контактирующих поверхностей и параметр опорной кривой  $\nu$ . Будем рассматривать контакт шероховатой поверхности 6 класса, полученной фрезерованием ( $R_a = 0,002$  мм,  $R_{\max} = 0,012$  мм,  $r = 0,9$  мм), имеющую твердость  $HD_{ш} = 3680$  МПа, с гладкой поверхностью ( $HD = 3840$  МПа) при сжимающей детали нагрузке  $F = 20000$  Н. Параметры уравнения начального участка кривой опорной поверхности составляют:  $b_k = 1,9$ ;  $\nu = 1,6$  [1]. Номинальная площадь контакта  $A_a = 60$  мм<sup>2</sup>. Описанные данные будем считать неварьируемыми при дальнейших исследованиях.

На рис. 1 представлена зависимость остаточной деформации  $h$  от давления  $q$  в контакте шероховатой и гладкой поверхностей для различных соотношений твердостей. Кривая 1 соответствует случаю, когда твердость гладкой поверхности в 2 раза меньше твердости шероховатой ( $HD_{ш} = 3680$  МПа,  $HD = 1840$  МПа). При этом происходит внедрение выступов шероховатой поверхности в гладкую поверхность. Кривая 2 получена при близких твердостях материалов контактирующих поверхностей

( $H_{\text{ш}}=3680$  МПа,  $H_{\text{д}} = 3840$  МПа), когда происходит одновременно внедрение и сплющивание микровыступов. На рис. 1 значками отмечены результаты расчета остаточного сближения по зависимостям [1]. Как видно из рисунка, расхождение величины остаточного сближения, полученного по формуле (1) и по зависимостям [1], при соотношениях  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}} = 2$  (кривая 1) отличаются незначительно. Для случая близких твердостей (кривая 2), наблюдается значительное (до 30%) отклонение результатов, что говорит о невозможности применения зависимостей для внедрения в случаях близкой твердости материалов контактирующих поверхностей.

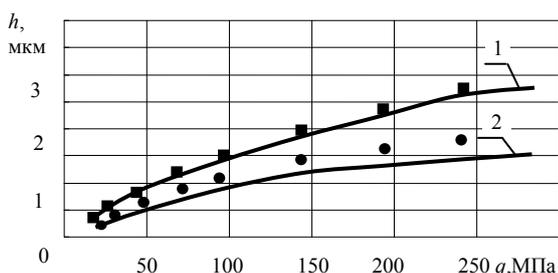


Рис.1. Зависимость остаточной деформации  $h$  от давления  $q$  в контакте гладкой и шероховатой поверхностей: 1 –  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}}=2$ , 2 –  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}}=0,96$ ; кривые – расчёт по формуле (1), значки – по зависимостям [1]

На рис. 2 показана зависимость остаточной деформации  $h$  от соотношения твердостей при различных значениях параметров опорной кривой  $\nu$ . Различного соотношения твердостей добивались путём изменения твёрдости шероховатой поверхности от 1920 МПа до 7600 МПа. Твёрдость материала гладкой поверхности составляла 3840 МПа. Таким образом были получены соотношения твердостей от 0,5 до 2, что соответствует контакту деталей близких твердостей. Крайние значения этого диапазона соответствуют случаям «чистого» сплющивания и «чистого» внедрения.

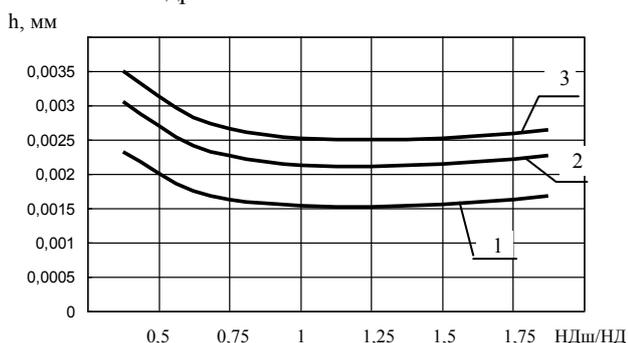


Рис. 2. Зависимость остаточной деформации  $h$  от соотношения твердостей при различных значениях параметра опорной кривой  $\nu$ : 1 –  $\nu=1,6$ ; 2 –  $\nu=1,9$ ; 3 –  $\nu=2,1$ .

Из рисунка видно, что остаточная деформация при близких твердостях меньше, чем при сплющивании или внедрении. Это соответствует выводам из наших предыдущих работ [4].

На рис. 3 показана зависимость остаточной деформации  $h$  от радиуса микровыступов  $R$  для некоторых соотношений твердостей материалов кон-

тактирующих поверхностей. Как видно, с увеличением радиуса микровыступов остаточная деформация уменьшается.

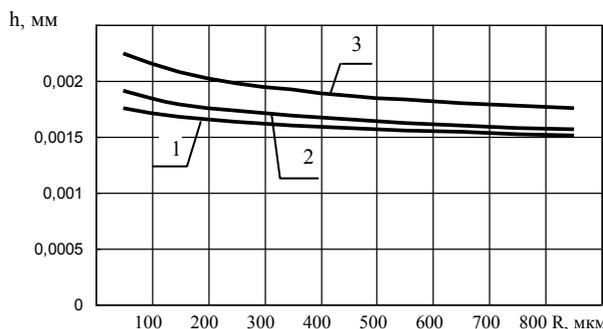


Рис. 3. Влияние радиуса микровыступа  $R$  на остаточную деформацию  $h$  при различных соотношениях твердостей: 1 –  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}}=0,75$ ; 2 –  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}}=1$ ; 3 –  $H_{\text{ш}}/H_{\text{д}}=1,25$ .

### Выводы

Таким образом, представленное выражение позволяет определить остаточную деформацию шероховатых поверхностей для различных соотношений твердостей материалов контактирующих деталей в условиях чисто пластического контакта. На основе этой зависимости описано влияние различных факторов на параметры контакта шероховатых поверхностей, изготовленных из материалов близкой твёрдости.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00131/14 и Минобрнауки России в рамках госзадания № 2014/16 (проект № 2986).

### Ссылки на использованные источники

1. Дёмкин, Н.Б. Качество поверхности и контакт деталей машин/Н.Б. Дёмкин, Э.В. Рыжов. – М.: Машиностроение, 1981. – 244 с.
2. Дрозд, М. С. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации / М. С. Дрозд, М. М. Матлин, Ю. И. Сидякин. – М.: Машиностроение, 1986. – 224 с.
3. Пат. 2488806 РФ, МПК G01N3/42. Способ определения пластической твердости материала образца / Матлин М.М., Мозгунова А.И., Лебский С.Л., Казанкина Е.Н., Казанкин В.А.; ВолгГТУ. - 2013.
4. Матлин, М.М. Оценка влияния соотношения твердостей деталей на контактную жесткость / М.М. Матлин, А.И. Мозгунова, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин// Механика и физика процессов на поверхности в контакте твёрдых тел, деталей технологического и энергетического оборудования. Межвуз. сб. науч. тр./ Вып.6, Тверь: ТГТУ. – 2013. – С. 14-18.

## РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЛУБИНЫ УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ В УСЛОВИЯХ СОИЗМЕРИМЫХ ТВЕРДОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТА И ДЕТАЛИ

М.М. Матлин, С.Л. Лебский, А.И. Мозгунова, Ал.И. Фролова

Волгоградский государственный технический университет, г. Волгоград, Россия, [matlin@vstu.ru](mailto:matlin@vstu.ru)

Причиной поломки деталей машин при эксплуатации служат, как правило, явления, протекающие в поверхностном слое: концентрация напряжений, развитие микротрещин, разупрочнение, изнашивание, перераспределение остаточных напряжений и др. Упрочняющая обработка изменяет в широком диапазоне свойства поверхностного слоя и занимает важное место среди технологических способов, повышающих надежность деталей. Следует подчеркнуть, что из большого количества деталей в машине упрочнению подвергаются лишь те, которые определяют надежность и долговечность машины в целом.

Упрочнение поверхности деталей является наиболее эффективным способом повышения предела выносливости материала, контактной и изгибной усталостной прочности деталей машин [1, 2]. Эффективность упрочнения зависит от материала, структуры, вида напряженного состояния, формы детали и т. д. Большую роль играет выбор методов и режимов упрочнения.

Обработка деталей поверхностным пластическим деформированием (ППД), которое получило значительное развитие во второй половине 20 века, и в настоящее время широко используется в промышленности, благодаря следующим основным достоинствам: простота практической реализации; относительно низкая стоимость; доступность, как в заводских условиях, так и в ремонтных мастерских; высокая эффективность.

Параметрами, характеризующими эффективность ППД, являются: глубина упрочненного (наклепанного) слоя; интенсивность пластической деформации в наклепанном слое металла; величина и распределение остаточных напряжений в детали, обработанной ППД.

Физическое состояние поверхностного слоя детали, формируемое в процессе ППД, определяется конкурирующим влиянием двух одновременно протекающих процессов: физического упрочнения (наклепа), и разупрочнения, обусловленного образованием и развитием микродефектов в деформируемом металле [3]. Для повышения эффективности ППД необходимо, чтобы интенсивность пластической деформации поверхностного слоя была бы близка к предельной равномерной деформации  $\epsilon_p$  материала упрочняемой детали. Что же касается глубины пластически деформированного слоя, то, как показано в работе [4], существует оптимальная глубина слоя, при которой предел выносливости детали оказывается наибольшим.

Следует отметить, при использовании комбинированных методов упрочнения, например, закалка токами высокой частоты или химико-термическая обработка (цементирование, цианирование, азотирование) с последующей обработкой ППД, двойная дробеобработка и пр., может оказаться, что твердость материала инструмента (дроби, шариков, роликов), используемого для ППД, будет соизмеримой с твердостью поверхности детали. При этом известные закономерности, определяющие параметры контакта и режимы упрочнения, нарушаются, поскольку они базируются, как правило, на зависимостях, в которых полагают, что твердость инструмента (индентора) не менее чем в два раза выше твердости материала детали.

Цель данной работы – расчетное определение в условиях комбинированного упрочнения глубины наклепанного слоя, которая является одним из значимых факторов, существенно влияющих на эффективность ППД.

Очевидно, что при комбинированной обработке пластическая деформация может возникать как на поверхности детали (образование остаточного отпечатка), так и на поверхности инструмента (местное сплющивание рабочей поверхности). При этом фактическая глубина  $h_f$  остаточного отпечатка оказывается меньше глубины  $h$ , соответствующей случаю использования инструмента с существенно большей твердостью, чем твердость материала детали.

Впервые экспериментальное исследование параметров упругопластического контакта тел, равных по твердости (тел качения и колец подшипников), было выполнено в работе А. Пальмгрена [5], который установил, что величина сплющивания тела качения составляет одну треть, а глубина остаточного отпечатка на поверхности кольца – две трети от суммарной остаточной деформации. В работе [6] получены экспериментальные формулы для определения контактных деформаций в зависимости от соотношения твердостей материала (стандартных мер твердости) и шариков из стали ШХ15; показано, что при равенстве твердостей контактирующих тел глубина остаточного отпечатка на поверхности детали составляет половину от суммарной остаточной деформации.

Для разрешения противоречия в уровне соотношения остаточных контактных деформаций и изучения закономерностей упругопластического контакта твердых тел в условиях, когда твердости их материалов соизмеримы, было выполнено спе-

циальное исследование, для чего были проведены две серии экспериментов.

В первой серии экспериментов исследовали изменение соотношения  $h_{\phi}/h$  глубины остаточных отпечатков в зависимости от соотношения твердостей  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  материала дробы и упрочняемой детали. При этом в качестве детали использовали плитки (из стали 25ХГТ), рабочая поверхность которых была подвергнута цементации на глубину около 2 мм и имела твердость  $H_{\text{Д}} = 8650$  МПа. В качестве имитатора дробы использовали шарики с диаметром 5 и 10 мм, изготовленные из твердого сплава ВК9 ( $H_{\text{ш}} = 16900$  МПа), а также из стали ШХ15, термообработанной на различную твердость ( $H_{\text{ш}} = 5770 \dots 12600$  МПа).

Во второй серии экспериментов исследовали изменение соотношения  $h_{\text{с,ф}}/h_{\text{с}}$  величин сплющивания дробы (где  $h_{\text{с,ф}}$  – величина фактического сплющивания инструмента (дробы), а  $h_{\text{с}}$  – величина фактического сплющивания инструмента (дробы) в условиях, когда твердость  $H_{\text{Д}}$  материала детали существенно больше твердости  $H_{\text{ш}}$  материала дробы:  $H_{\text{Д}} > 2H_{\text{ш}}$ ). При этом в качестве детали использовали стальные плитки, термообработанные на различную твердость  $H_{\text{Д}} = 2360 \dots 11800$  МПа. В качестве имитатора дробы использовали шарики с диаметром 5 и 10 мм, изготовленные из стали ШХ15 и термообработанные на твердость  $H_{\text{ш}} = 5400$  МПа.

Шарики вдавливали в поверхность плитки с помощью пресса Бринелля при различных степенях нагружения  $P/D^2$  (где  $P$  – нагрузка на шарик,  $D$  – диаметр шарика). При этом следили, чтобы глубина наклепанного слоя находилась в пределах толщины цементированного слоя. После снятия нагрузки с помощью инструментального микроскопа ММИ-2 измеряли диаметр  $d$  остаточного отпечатка на поверхности детали, а также величину фактического сплющивания  $h_{\text{с,ф}}$  поверхности шарика; фактическую глубину  $h_{\phi}$  отпечатка на поверхности детали измеряли с помощью индикатора часового типа с ценой деления 1 мкм.

Как видно из рисунка, с уменьшением отношения  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$ , то есть с уменьшением относительной твердости шарика, фактическая глубина  $h_{\phi}$  отпечатка непрерывно уменьшается и при соотношении твердостей материала шарика и детали  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} \leq 0,57$  остаточный отпечаток на поверхности детали практически отсутствует, а фактическая величина сплющивания  $h_{\text{с,ф}}$  шарика становится равной  $h_{\text{с}}$ . С увеличением отношения  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  фактическая глубина  $h_{\phi}$  отпечатка возрастает и при  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} \geq 1,86$  выполняется равенство  $h_{\phi} = h$ , а сплющивание шарика полностью отсутствует, то есть  $h_{\text{с,ф}} = 0$ .

Зависимость  $h_{\phi}/h$  от  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  может быть описана уравнением (в диапазоне  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} = 0,57 \dots 1,86$ )

$$h_{\phi}/h = \sqrt{(H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}})^{0,9} - 0,6} - 0,074. \quad (1)$$

а относительной величины остаточного сплющивания  $h_{\text{с,ф}}/h_{\text{с}}$  сферы от  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  (кривая 2 на рисунке) может быть описана уравнением [7]

$$h_{\text{с,ф}}/h_{\text{с}} = 0,926(H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}})^{-0,9} - 0,528. \quad (2)$$

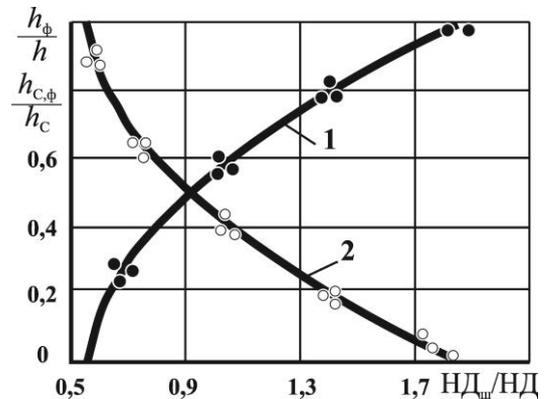


Рисунок. Зависимости относительной глубины  $h_{\phi}/h$  остаточного отпечатка на поверхности плитки и относительной величины остаточного сплющивания  $h_{\text{с,ф}}/h_{\text{с}}$  шарика от соотношения твердостей  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  материала шарика и упрочняемой поверхности плитки: линия 1 – расчет по формуле (1), точки – экспериментальные данные

Из рисунка также следует, что при равенстве твердостей шарика и рабочей поверхности детали (то есть при  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} = 1$ ) фактическая глубина  $h_{\phi}$  остаточного отпечатка составляет около 60% от глубины  $h$ , отвечающей случаю, когда  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} \geq 2$ ; этот результат соответствует данным А. Пальмгрена [5].

Перейдем теперь к непосредственному определению глубины  $h_{\text{S}}$  наклепанного слоя. Как видно из работы [2, 3], величина  $h_{\text{S}}$  пропорциональна квадратному корню из глубины  $h$  остаточного отпечатка, то есть можно записать, что

$$h_{\text{S,ф}}/h_{\text{S}} = \sqrt{h_{\phi}/h}, \quad (3)$$

где дополнительно  $h_{\text{S,ф}}$  – глубина наклепанного слоя при  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}} \leq 2$ .

Для ударной обработки глубину  $h_{\text{S}}$  наклепанного слоя можно вычислять по [2]

$$h_{\text{S}} = 1,5d. \quad (4)$$

Следует также иметь ввиду, что при ударной упрочняющей обработке (например, при дробеобработке) соотношение твердостей инструмента (дробы) и детали может отличаться от условий статического нагружения, поскольку, как известно [3, 8] при ударном приложении нагрузки необходимо оперировать с понятием динамической твердости материала  $H_{\text{Д,д}} = H_{\text{Д,ст}} \cdot \eta_{\text{к}}$ , где  $\eta_{\text{к}}$  – динамический коэффициент твердости. В связи с этим вместо соотношения  $H_{\text{ш}}/H_{\text{Д}}$  следует использовать соотношение

$$\frac{НД_{д,ш}}{НД_д} = \frac{НД_{ш} \cdot \eta_{НД,ш}}{НД \cdot \eta_{НД}} \quad (5)$$

в котором значения динамических коэффициентов твердости материала инструмента  $\eta_{к,ш}$  и детали  $\eta_к$  определяют согласно [9].

Решая совместно уравнения (1), (3) – (5), получим выражение для расчета определения глубины  $h_{S,ф}$  наклепанного слоя в условиях, когда  $НД_{ш}/НД = 0,57 \dots 1,86$

$$h_{S,ф} = 1,5d \sqrt{\left( \left( \frac{НД_{ш} \cdot \eta_{НД,ш}}{НД \cdot \eta_{НД}} \right)^{0,9} - 0,6 \right)^{0,5} - 0,074} \quad (6)$$

Таблица. Сопоставление расчетных  $h_{S,ф}$  и экспериментальных  $h_{S,ф,э}$  значений глубин наклепанного слоя при комбинированном упрочнении

Материал детали	Режимы дробеобработки					Диаметр отпечатка $d$ , мм	Глубина наклепанного слоя, мм		
	Марка дроби	Диаметр дроби	Скорость дроби, м/с	Твердость дроби $НД_{ш}$ , МПа	$\eta_{кш}$		$h_s$ , по ф.(2)	$h_{S,ф}$ , по ф.(8)	$h_{S,ф,э}$
25ХГТ, НД 8650, $\eta_к=0,774$	ДЧЛ-2	1,8...2,0	65	8025	0,795	0,63	0,945	0,685	0,7
	ДСЛ-1	0,8...1,0	65	8370	0,785	0,31	0,465	0,343	0,35
18ХГТ, НД 8600, $\eta_к=0,775$	ДСР-1	0,9	55	5980	0,811	0,30	0,450	0,254	0,28
	ДЧЛ-2	0,9	65	5980	0,811	0,32	0,480	0,270	0,3
	ДЧЛ-2	1,8...2,0	65	7870	0,796	0,66	0,990	0,718	0,7
	ДСЛ-1	0,8...1,0	40	8250	0,789	0,27	0,410	0,302	0,3

Действительные значения глубины  $h_{S,ф,э}$  наклепанного слоя определяли экспериментально методом твердости ( $HV_{10}$ ) на косом шлифе поверхности детали. Глубина  $h_s$  которая могла бы быть достигнута при использовании дроби с высокой твердостью ( $НД_{ш} > 2НД$ ) вычисляли по формуле (3) по измеренному в ходе эксперимента диаметру  $d$  остаточного отпечатка. Глубину наклепанного слоя  $h_{S,ф}$ , отвечающую реальным условиям дробеобработки определяли по формуле (8).

Результаты представлены в таблице; видно, что погрешность вычисленных по формуле (8) значений  $h_{S,ф}$  не превышает (5...10)% по сравнению с экспериментальными величинами  $h_{S,ф,э}$ . В то же время непосредственное использование формулы (3), которая не учитывает соотношение твердостей материала дроби и поверхности детали, может привести к существенному (в исследованных случаях до 60%) завышению расчетных глубин наклепанного слоя относительно экспериментальных значений.

Метод реализуется в следующем порядке:

1. Измеряют твердость материала инструмента (дроби) и поверхности детали.
2. Определяют согласно [9] динамические коэффициенты твердости.
3. Измеряют диаметр остаточного отпечатка на поверхности детали.
4. Вычисляют глубину наклепанного слоя по формуле (8).

Предлагаемый метод прогнозирования глубины наклепанного слоя при комбинированном

Последняя зависимость [10] была подвергнута прямой экспериментальной проверке. В связи с этим, предварительно провели комбинированное упрочнение деталей. На первом этапе упрочнения была проведена химико-термическая обработка (цементация для стали 25ХГТ и нитроцементация для стали 18ХГТ). Второй этап упрочнения проводили путем дробеобработки. При этом применяли различные виды дроби: стальную литую и рубленую дробь (ДСЛ-1, ДСР-1), чугунную дробь (ДЧЛ-2) с диаметрами 0,8...2,0 мм; твердость материала дроби  $НД_{ш}$  составляла 0,72...0,97 от твердости НД упрочняемой поверхности.

упрочнении можно рекомендовать для практического использования, например, для упрочнения цементированных зубчатых колес.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФИ № 14-08-00131/14 и Минобрнауки России в рамках госзадания № 2014/16 (проект № 2986).

1. Балтер М. А. Упрочнение деталей машин. М.: Машиностроение, 1978. 184с.
2. Одинцов Л. Г. Упрочнение и отделка деталей поверхностным пластическим деформированием: Справочник. М.: Машиностроение, 1987. 328с.
3. Дрозд М. С., Матлин М. М., Сидякин Ю. И. Инженерные расчеты упругопластической контактной деформации. М.: Машиностроение, 1986. 224с.
4. А. с. 1400862 СССР, МКИ<sup>4</sup> В24 В39/00. Способ упрочнения деталей поверхностным пластическим деформированием / М. С. Дрозд, С. Л. Лебский, М. М. Матлин, Ю. И. Сидякин. Опубл. 07.06.88, Бюл. № 21.
5. Пальмгрен А. Шариковые и роликовые подшипники: Пер. с англ. М.: Машгиз, 1949. 123с.
6. Дрозд М.С., Федоров А. В., Жуленев В. П. Влияние твердости материала контактирующих поверхностей на величину их смятия при силовом контакте // Прогрессивные технологические методы повышения надежности и долговечности деталей машин и инструментов: Межвуз. сб. Куйбышев: КАИ, 1980. С. 62–65.
7. Матлин М.М., Лебский С.Л., Мозгунова А.И. Закономерности упругопластического контакта в задачах поверхностного пластического упрочнения: монография. М.: Машиностроение-1, 2007. 218 с.
8. Гудков А. А., Славский Ю. И. Методы измерения твердости металлов и сплавов. М.: Metallurgy, 1982. 167с.
9. Матлин М.М., Мосейко В.О., Мосейко В.В., Лебский С.Л. Дробеударное упрочнение деталей машин (анализ взаимодействия дроби с поверхностью упрочняемой детали): монография. М.: Машиностроение, 2008. 230 с.
10. Патент РФ 2194263 МПК 7G01N3 / Способ определения толщины упрочненного наклепом поверхностного слоя / М. М. Матлин, С. Л. Лебский, А. И. Фролова (Мозгунова). Опубл. 10.12.2002, БИ. №34.

## ЭФФЕКТ ТЕРМОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ОПОРЫ В УЗЛАХ ТРЕНИЯ

И.А. Меделяев

ОАО «345 механический завод», г. Балашиха Московской области, Россия, [medd\\_ia@mail.ru](mailto:medd_ia@mail.ru)

Данные по агрегатам современных машин и по эксплуатации агрегатов транспортной техники, результаты их испытаний на стендах и пар трения на машине трения показали, что при скоростях 1-2 м/с пары трения скольжения (блок цилиндров - распределительный золотник, башмак - наклонная шайба, торцевые уплотнения) сохраняют параллельность сопряжённых поверхностей контакта, и клиновидный зазор между поверхностями трения не образуется, т.е. пары трения не раскрываются.

Данная особенность в работе пар трения обусловлена:

а) отсутствием сил инерции и действия периодической возмущающей силы и отслеживанием сопряжённой поверхностью контакта торцевого биения вращающейся детали с минимальным фазовым запаздыванием [1];

б) образованием в смазочном слое между плоскопараллельными поверхностями контакта термического (плоскостного) клина, возникающего при нагревании смазочного материала за счет трения [2]. В смазочном зазоре

между поверхностями трения при перемещении одной поверхности относительно другой возникают два потока смазочного материала вдоль оси «х»:

один - фрикционный поток (или поток сдвига), созданный относительным движением поверхности и имеющий линейную эпюру скоростей;

второй - поток, связанный с термическим расширением жидкости (из-за её нагрева при трении (рис.1) и возникновения вследствие этого дополнительного напорного течения) и имеющий параболическую эпюру скоростей (рис.2), создаёт в смазочном зазоре дополнительное избыточное давление и подъёмную силу в паре трения, что обеспечивает её несущую способность из-за уравновешивания внешней нагрузки.

Рассмотренная особенность в работе пар трения скольжения даёт основание считать о проявлении в них для данного режима нагружения при смешанном смазывании эффекта термогидравлической опоры с плоскими и параллельными опорными поверхностями.

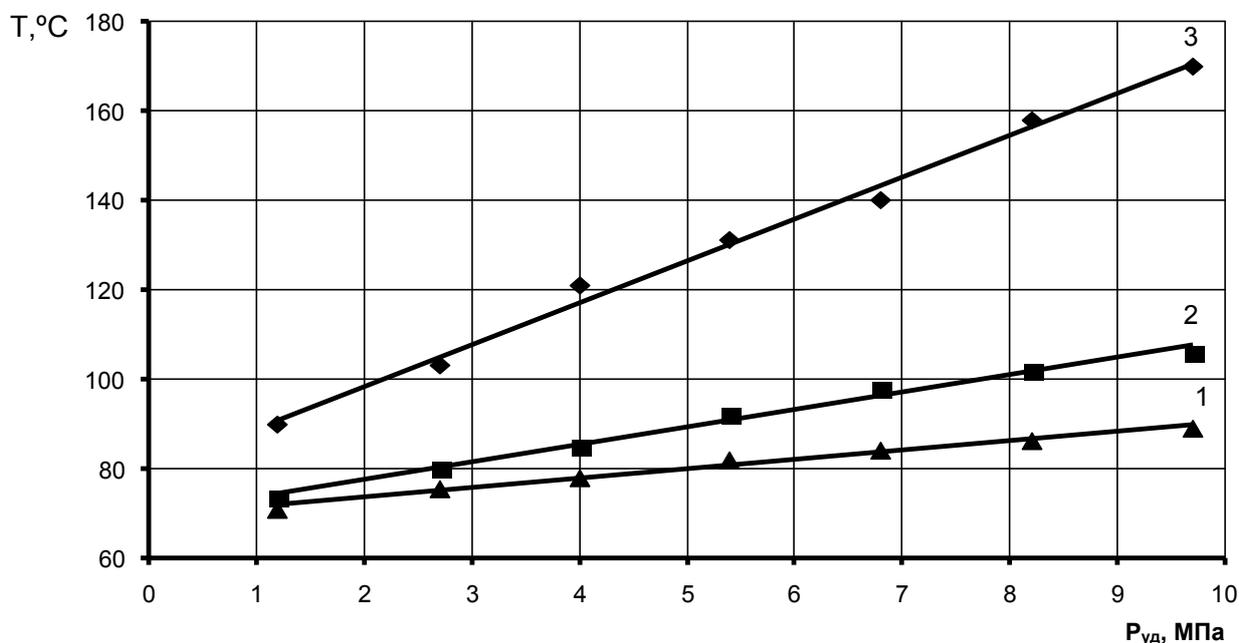


Рис. 1. Зависимости температуры от удельной нагрузки для пары трения X12Ф1 – БрОСН10-2-3 с коэффициентом взаимного перекрытия  $K_{вз} = 1,0$ ;  $\delta = 60 \text{ мкм}$ ;  $V = 6,06 \text{ м/с}$ ;  $t_{ксп} = 10 \text{ мин}$ ;  $T_f = 125 \text{ }^\circ\text{C}$ ; 1 - 3 температуры смазочного материала 7-50с-3 в узле трения, поверхности трения, вспышки соответственно

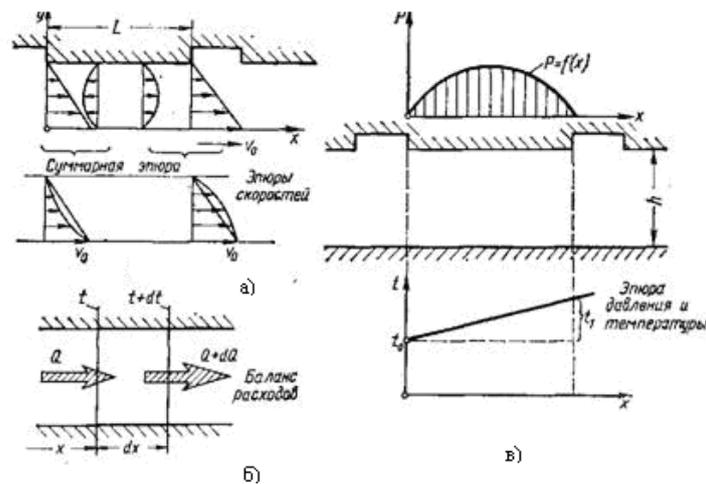


Рис.2. Схема термического клина: а - эюры скоростей; б - возникновение термического расхода смазочного материала; в - эюра давления и температуры [2]

Термическое расширение смазочного материала при нагревании обусловлено несимметричностью тепловых колебаний молекул, ослаблением взаимодействия между ними и увеличением межмолекулярных расстояний и скорости теплового движения свободных молекул [3, 4]. С ростом температуры повышается средняя энергия теплового движения, амплитуда колебаний и частота переключений молекул из одного положения равновесия в соседние, что приводит к возрастанию объема смазочного материала, уменьшению удельного веса и плотности, снижению вязкости и обеспечивает лучшее проникновение смазочного материала к поверхностям контакта.

Связь между изменением температуры и массой единицы объема жидкости описывается

$$\text{уравнением Д.И. Менделеева: } \gamma_t = \frac{\gamma_{15}}{1 + \beta_t(t - 15)},$$

где  $\gamma_t$  - искомый удельный вес при заданной температуре  $t$ ;  $\gamma_{15}$  - удельный вес при  $t = 15^\circ\text{C}$ ;  $\beta_t$  - коэффициент объемного расширения ( $\beta_t = \frac{dV}{Vdt}$ , здесь  $V$  - объем жидкости при температуре  $t$ ;  $dV$  - элементарное изменение объема жидкости при изменении ее температуры на величину  $dt$ ).

Результаты исследований [1, 3 - 6] показали, что внешние факторы (скорость скольжения и удельная нагрузка), фрикционная теплота трения (производная от действия кинетического и динамического факторов, составляющими которых являются соответственно скорость скольжения и удельная нагрузка на пару трения) и предварительный нагрев жидкости (теплота смазочного материала) изменяют её свойства:

а) с ростом удельной нагрузки модуль упругости и коэффициент сжимаемости изменяются противоположно: модуль упругости повышается, коэффициент сжимаемости уменьшается;

б) с ростом удельной нагрузки вязкость жидкости увеличивается экспоненциально;

в) предварительный нагрев жидкости и теплота трения снижают как вязкость жидкости, так и модуль упругости, но повышают коэффициент сжимаемости;

г) при трении в условиях смешанного смазывания, при реализации режима граничной смазки, смазочная плёнка в зазоре пары трения приобретает свойства квазиупругого твёрдого тела с низким сопротивлением сдвигу.

Из работ Б.И. Костецкого, Л.И. Бершадского, И.В. Крагельского и представлений классической термодинамики необратимых процессов в соответствии с принципами Гленсдорфа-Пригожина для открытых термодинамических систем, какой является узел трения, следует, что при его работе происходит образование диссипативной структуры, обладающей свойством минимального производства энтропии, и локализация всех взаимодействий трущихся тел и среды в тонкой смазочной плёнке на поверхностях трения.

Минимальное производство энтропии соответствует стационарному изменению коэффициента трения с минимальным трением и изнашиванием (область 2 на рис. 3)

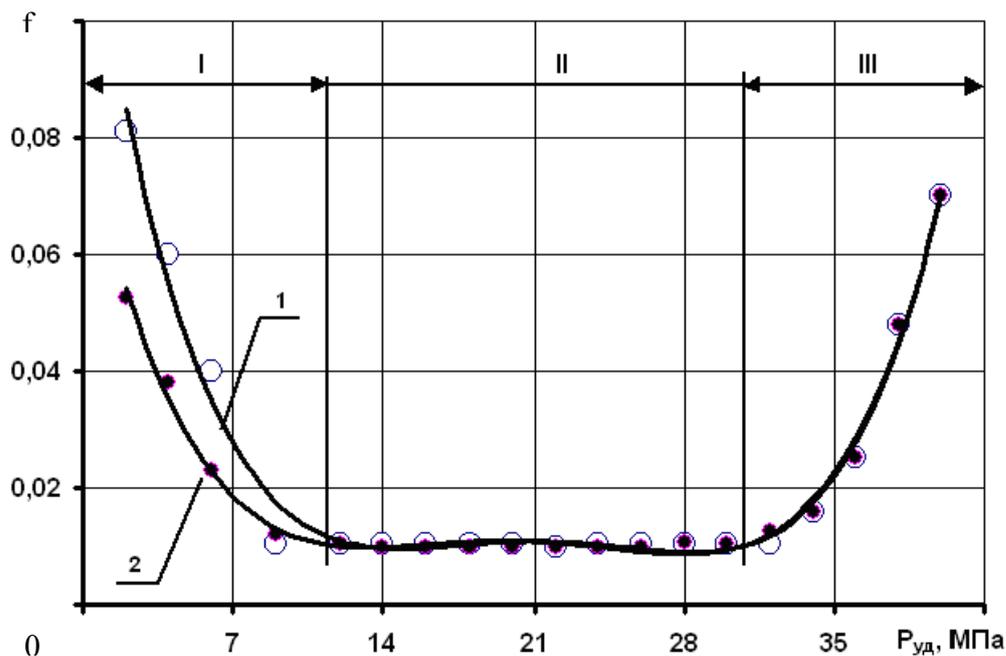


Рис.3. Изменение коэффициента  $f$  трения в зависимости от удельной нагрузки  $P_{уд}$  при  $T_f = 20$  (1) и  $100^\circ\text{C}$  (2),  $V = \text{const}$ ;  $T_f$  – температура смазочной жидкости на входе в узел трения; I – область неустойчивых процессов; II – область нормального трения; III – область повреждаемости при высоких температурах [1]

В смазочном слое и на поверхностях контакта одновременно протекают процессы как вызванные непосредственно трением, так и условиями эксплуатации. Основными эксплуатационными факторами, влияющими на характер и интенсивность трибологических процессов, являются статические, динамические и циклические внешние нагрузки, потоки теплоты и вещества, физико-химические процессы взаимодействия смазочного материала с поверхностями трения и окружающей средой. Воздействия этих факторов вызывают рост силовых и тепловых напряжений в поверхностном слое, деформацию поверхностей, ограничивающих зону трения, структурные и фазовые превращения в смазочном материале и другие процессы.

Долговечность и безотказность узлов трения зависят от состояния и свойств тонких смазочных пленок, разделяющих поверхности контакта. Внутреннее трение в смазочном слое активизирует трибомеханические и реологические диссипативные процессы, которые способствуют рассеиванию подведенной механической энергии как по деструктурирующим механизмам, интенсифицирующим износ поверхностей трения, так и по защитным, в реализации которых заложен ресурс повышения работоспособности узлов трения [7].

Значительная часть диссипативных процессов сопровождается проявлением аномальных вязкоупругих свойств смазочного

материала, а их движущие силы связаны с изменением величин, характеризующих состояние узла трения: температур, давлений, напряжений, концентраций компонент смазочного материала в слое.

Механизмы внутреннего трения, которые реализуются при этом, способствуют релаксации пиковых нагрузок при ужесточении условий функционирования трибологической системы, перераспределению потоков энергии и активизации диссипативных процессов, позволяющих трансформировать энергию внешнего воздействия большей мощности без значительного изменения интенсивности изнашивания поверхностей трения.

1. Меделяев И. А., Албагачиев А. Ю. Трение и износ деталей машин. М.: Машиностроение, 2008. 462с.
2. Фезандье Ж. Гидравлические механизмы. М.: Оборонгиз, 1960. 191с.
3. Меделяев И.А. Явление трибомутации в узлах трения агрегатов // Вестник машиностроения. 2011. № 4. С. 48–53.
4. Меделяев И.А. Трибомутация при смешанной смазке в узлах трения агрегатов транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. № 8.
5. Меделяев И.А. Технологическая наследственность в узлах трения транспортной техники // Вестник машиностроения. 2012. №12.
6. Меделяев И.А. Схватывание в узлах трения транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2012. № 10.
7. Меделяев И.А. Управление работоспособностью узлов трения агрегатов транспортной техники // Трение и смазка в машинах и механизмах. 2014. № 4.

## ИССЛЕДОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ И ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ КАРБОКСИЛАТНЫМ МЕТОДОМ

Мезрин А.М.<sup>1</sup>, Морозов А.В.<sup>1</sup>, Муравьева Т.И.<sup>1</sup>, Фролов Н.Н.<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Учреждение Российской Академии Наук Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; [amezrin@rambler.ru](mailto:amezrin@rambler.ru)

<sup>2</sup> "НИИ химической технологии" (ФГУП ВНИИХТ), Москва, Россия

### Цель работы.

Исследование микрорельефа и триботехнических характеристик оксидных покрытий.

### Материалы и методы исследования.

Одним из распространенных методов увеличения долговечности трибосопряжений является нанесение твердых износостойких покрытий. В России и зарубежных странах основные технологические разработки в области модификации поверхности связаны с химическими и физическими методами нанесения тонкопленочных покрытий. Среди применяемых в настоящее время химических методов модифицирования поверхности следует отметить «карбоксилатный» метод, основанный на нестационарных термодеструкционных процессах, позволяющий получать наноуровневые оксидные покрытия, в том числе и на металлических поверхностях, керамике, пористых матрицах [1-3]. Среди достоинств этого метода можно выделить: наличие диффузионного слоя между подложкой и покрытием, создание многокомпонентных (позволяющих включать более 40 элементов периодической системы) и многослойных покрытий с твердой смазкой, точность воспроизведения толщины покрытия на поверхностях со сложной геометрией, возможность совмещения с другими операциями технологического цикла. С помощью «карбоксилатного» метода на поверхности осуществляется формирование наноуровневых слоев аморфных и нанокристаллических фаз (диапазон толщин 80-400 нм). В данной работе проводилось исследование покрытий, состоящих из сложных оксидных групп: Zr + Cu (95:5); Zr + Cu (75:25); Zr + Cu (50:50); Zr + Y (95:5), Al и двухслойных композиции: слой Zr + слой Cu; слой Al + слой Cu на стальной подложке (сталь 12X18H10T, шероховатость Ra = 0,08).

Трибологические испытания образцов с оксидными покрытиями проводились на трибометре UMT – 2 по схеме «палец – диск» (рис. 1).

Условия испытаний выбирались таким образом, чтобы с одной стороны, они не были бы критичными для покрытий, а с другой стороны, чтобы были вполне реальными для узлов трения. Испытания проводились при среднем давлении  $P = 1,0$  МПа и скорости скольжения  $V = 0,05$  м/с.

В одном случае испытания проводились в смазке на основе глицерина при существенно ужесточенных режимах  $P = 10$  МПа и  $V = 0,15$  м/с в попытке реализации режима избирательного переноса. Испытываемый образец устанавливался в гнезде держателя до упора в сферическую опору и своей поверхностью с покрытием сопрягался с рабочей поверхностью контртела, жестко зафиксированного на планшайбе приводного вала. После нагружения образца нормальной силой (в данном случае для создания среднего давления 1 МПа она составляла 330 Н) включался привод вращения контробразца. В качестве такового использовался стальной диск, изготовленный из закаленной стали HRc = 62÷65.



Рис. 1. Фотография трибометра UMT-2

Большинство экспериментов (по 2 образца в каждой из 7-ми групп по материалам покрытий) проводилось без смазки. Кроме этого по одному образцу из этих групп испытывались в смазочной среде, в качестве которой использовалось минеральное масло класса вязкости по SAE 80W/90 группы GL-5 по эксплуатационным свойствам. Для образцов Zr+Cu 50:50 и слой Al + слой Cu в качестве смазочной среды использовался глицерин (ГОСТ 6259-75) с целью выйти на режим избирательного переноса (ИП). Эти образцы были выбраны по той причине, что из всех предоставленных образцов именно в их покрытиях содержалось наибольшее количество меди, что повышало вероятность возникновения

режима ИП. Испытания проводились в условиях обильной смазки, для чего по периферии контробразца был создан искусственный буртик высотой примерно 5 мм, что позволило добавить смазки на поверхность контробразца и тем самым предотвратить обнажение дорожки трения в процессе испытаний.

#### Результаты и их обсуждение

На рис. 2 показана исходная поверхность покрытий, полученная с помощью оптического

микроскопа Neophot-2. На поверхности видны дефекты, в виде несплошностей и царапин которые, в конечном счете, оказывают влияние на состояние микро и нанорельефа. Микрошероховатость поверхности для всех исследуемых образцов имеет практически одни и те же значения, которые составляют  $R_a = 0,03 \div 0,04$  мкм,  $R_{max} = 0,25 \div 0,32$  мкм. В таблице 1 приведены результаты трибологических испытаний исследуемых покрытий.

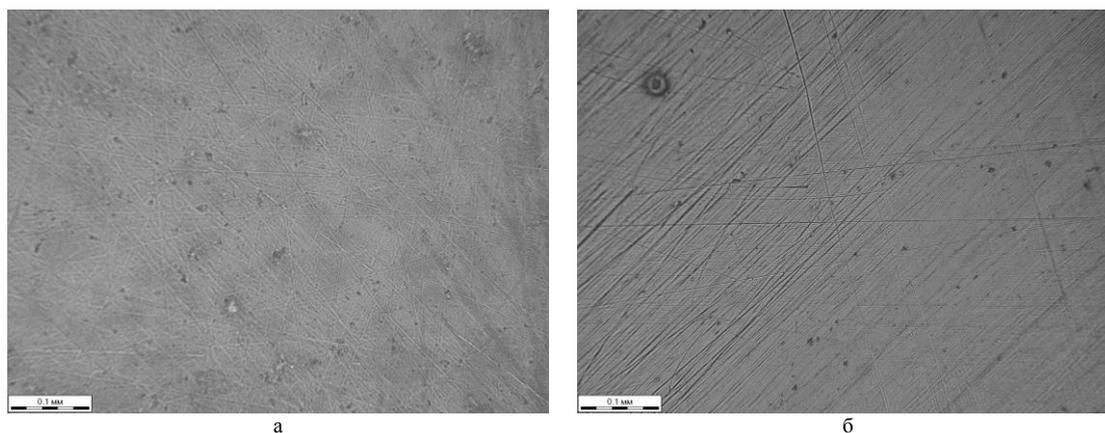


Рис. 2. Поверхность образца с оксидным покрытием а – однослойным (Zr+Cu 50:50), б – двухслойным (слой Al+ слой Cu) в исходном состоянии

Таблица 1. Результаты трибологических испытаний покрытий

Покрытие (оксиды металлов)	Толщина покрытия, h, нм	Трибологические испытания			Примечания
		Время работы общ./ до ист-ия t сек	Кэф. Трения, f	Интенсивность изнашивания, I	
Zr+Cu(95:5)	~150	150	0,15	$1,0 \cdot 10^{-8}$	Без смазки
Zr+Cu(95:5)	~150	5400	0,016		Минер. масло
Zr+Cu(75:25)	~150	80/-	0,16	$2,3 \cdot 10^{-8}$	Без смазки
Zr+Cu(75:25)	~190	5400/-	0,02		Минер. масло
Zr+Cu(50:50)	~200	500/-	0,16	$0,9 \cdot 10^{-8}$	Без смазки
Zr+Cu(50:50)	~200	20600/-	0,02		Смазка - глицерин
Zr+Y(95:5)	~280	420/80	0,16	$7 \cdot 10^{-8}$	Без смазки
Zr+Y(95:5)	~300	5400/-	0,016		Смазка - глицерин
Al	~170	35/-	0,15	$6,6 \cdot 10^{-8}$	Без смазки
Al	~200	5400/-	0,015	$7,4 \cdot 10^{-10}$	Минер. масло Покрытие протёрлось
Zr+Cu послойно	–	340/120	0,18		Без смазки
Al+Cu послойно		10400/-	0,016		Смазка - глицерин

Из анализа таблицы видно, что все испытанные покрытия можно отнести к типу антифрикционных. Даже при трении без смазки коэффициент трения в условиях испытаний в паре с закалённой сталью не превышал  $f \leq 0,2$ , при этом интенсивность изнашивания некоторых из них составила  $I=(1,0 \div 7) \cdot 10^{-8}$ . Следует отметить, что ввиду малых толщин покрытий ( $0,15 \div 0,30$  мкм) их долговечность по времени составляет порядка 80с. В условиях обильной смазки коэффициент трения  $f$  уменьшается до  $0,016 \div 0,02$ , а износостойкость увеличивается ( $I = 7,4 \cdot 10^{-10}$ ) при этом долговечность по времени измеряется часами.

Режим избирательного переноса на медесодержащих покрытиях не был реализован по всей вероятности потому, что в силу их малых толщин не была создана хорошая переходная диффузионная зона между покрытием и матрицей.

Исследование поверхностей после трибологических испытаний (рис. 3) показывает, что в процессе испытаний наблюдается протирание нанесенного покрытия. Это связано с тем, что используемый нагрузочно-скоростной режим является жестким для покрытий, толщина которых находится в нанометровом диапазоне. Однако данный метод позволил провести

сравнительный анализ устойчивости к разрушению при трении большого количества

образцов.

Работа поддержана грантами РФФИ 12-08-

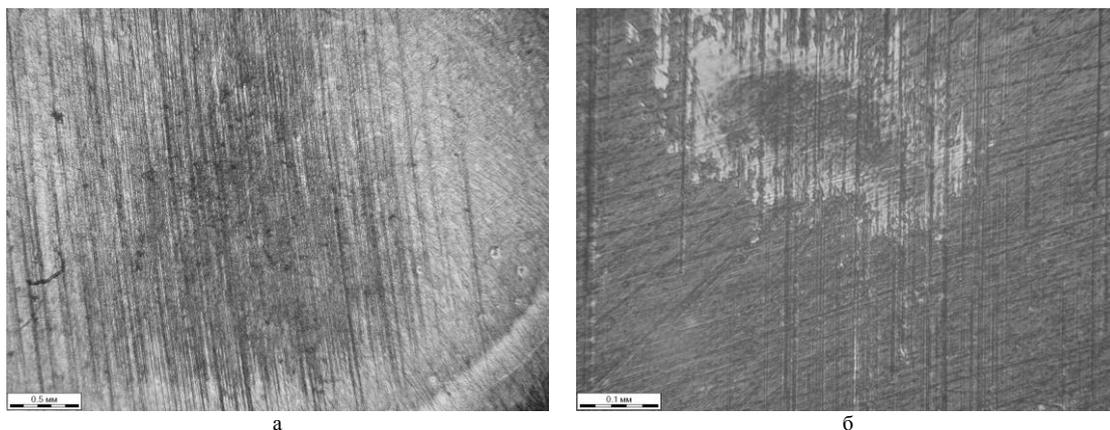


Рис. 3 Поверхность образца с оксидным покрытием а – однослойным (Zr+Y 95:5), б – двухслойным (слойAl+ слой Cu) после трибологических испытаний

00411-а, 12-08-01171 и Грантом поддержки ведущих научных школ России Президента РФ НШ-2611.2012.1.

1. Холькин А.И., Патрушева Т.Н. Экстракционно-пиролитический метод: получение функциональных оксидных материалов. М. КомКнига. 2006. 288 с.

2. Патрушева Т.Н. Растворные пленочные технологии. Учебное пособие. Красноярск. 2002. 140 с.

3. Басков П.Б., Бударегин Л.В., Косов Д.Е., Федоров В.Д. Метод формирования оксидных покрытий для твердооксидных топливных элементов // Топливные элементы и энергоустановки на их основе. Тезисы докладов. – Обнинск. – 2000. 149

## МОДЕРНИЗАЦИЯ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ СТАНКОВ СИСТЕМАМИ ПРЯМОГО ПРИВОДА С ПОВЫШЕННЫМ КРУТЯЩИМ МОМЕНТОМ

В.В. Михрютин, И.О. Москвин

Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П. А. Соловьева, Рыбинск, Россия; [v\\_mihrutin@rgata.ru](mailto:v_mihrutin@rgata.ru)

### Введение

Современное машиностроение характеризуется увеличением доли высокоскоростной обработки в общем объеме механических операций. Это обусловлено, с одной стороны, совершенствованием методов получения заготовок и уменьшением припусков под обработку, с другой стороны, ростом требований к производительности обработки и качеству поверхностного слоя обрабатываемых деталей. В то же время, в ряде случаев требуется изготавливать детали из заготовок с большим припуском. В машиностроении также применяются различные материалы, обработка которых должна производиться на разных скоростях резания. Например, для обработки алюминиевых сплавов требуются скорости резания, намного превышающие скорости резания жаропрочных сплавов.

Важным направлением повышения производительности и качества обработки является применение обрабатывающих центров, позволяющих сконцентрировать операции резания на одном станке, и, следовательно, исключить потери времени, связанные с транспортировкой заготовки со станка на станок, и повысить точность обработки за счет предотвращения смены баз заготовки. При этом черновая и чистовая обработка должны выполняться также на одном станке.

### Постановка задачи

Однако поскольку для черновой обработки с большими припусками требуется обеспечить работу в низкоскоростном диапазоне с большой величиной крутящего момента, а для чистовой обработки – в высокоскоростном диапазоне со значительно меньшим крутящим моментом, шпиндельные узлы станков должны обеспечивать работу в широком диапазоне регулирования. Уменьшение этого диапазона означает сужение технологических возможностей станка.

Широкий диапазон регулирования обеспечивает использование коробок скоростей, однако этот способ имеет значительное число недостатков, что привело к отказу от него в современных станках наиболее распространенных конструкций.

Существенное расширение диапазона регулирования частоты вращения шпинделя достигается при использовании синхронных и асинхронных электродвигателей с частотным регулированием. Их использование в приводе станков позволило во

многих случаях использовать системы «прямого привода», то есть полностью отказаться от использования дополнительных механических передач.

Системы прямого привода главного движения создаются на основе асинхронных или синхронных электродвигателей встраиваемых в шпиндельные узлы [1]. Для примера рассмотрим синхронные электродвигатели компании Siemens AG серии 1FE1. Данные электродвигатели имеют несколько исполнений, различающихся числом полюсов. Четырехполюсные электродвигатели серии High speed отличаются высокой предельной частотой вращения. При этом они имеют более низкие значения развиваемого крутящего момента по сравнению с шести- и восьмиполюсными электродвигателями серии High Torque. Это обстоятельство определяет конструкцию шпиндельного узла, который может быть либо высокоскоростным, либо низкоскоростным. Соответственно станок, в котором может быть использован высокоскоростной или низкоскоростной шпиндельный узел может быть использован в определенной области режимов обработки, что сужает его технологические возможности.

Для устранения этого недостатка ряд станкостроителей, использующих принцип модульного построения конструкции, предлагает оснащение станка сменными шпиндельными узлами, время смены которых минимизировано. Например, для станка Mori Seiki NH 5000 время смены шпиндельного узла снижено до 90 мин. Однако при обработке заготовки с большим припуском смена шпинделя весьма затруднительна.

Как показывает обзор конструкций современных станков, в ряде случаев станкостроители создают целую гамму модификаций станков, предназначенных для работы в различных условиях. Так, например, модификации токарных обрабатывающих центров Mori Seiki имеют конструкции, оснащенные как прямым приводом на базе встроенного синхронного двигателя, так и использующие коробки скоростей.

Таким образом, расширение технологических возможностей станка за счет увеличения диапазона регулирования частоты вращения шпинделя и обеспечения высоких значений крутящего момента в нижнем диапазоне частот вращения для современных станков, оснащенных приводом на основе

синхронных двигателей, в настоящее время представляется актуальным.

В данной работе решается задача расширения технологических возможностей привода за счет увеличения его диапазона частот вращения с высокими значениями крутящего момента в области низкоскоростной черновой и получистовой обработки, снижение стоимости привода, а также повышение удельной мощности, приходящееся на единицу массы привода.

### Обзор существующих технических решений

Проведенный информационный поиск позволил выявить ряд технических решений, позволяющих решить данную задачу. При этом ключевым признаком является использование системы прямого привода в области скоростной обработки.

Существующие технические решения можно разделить на две группы.

К первой группе относятся решения, использующие переключаемые механические передачи для получения высоких значений крутящего момента в области низкоскоростной обработки. Такой принцип используется в конструкции шпиндельного узла [2], показанной на рис. 1.

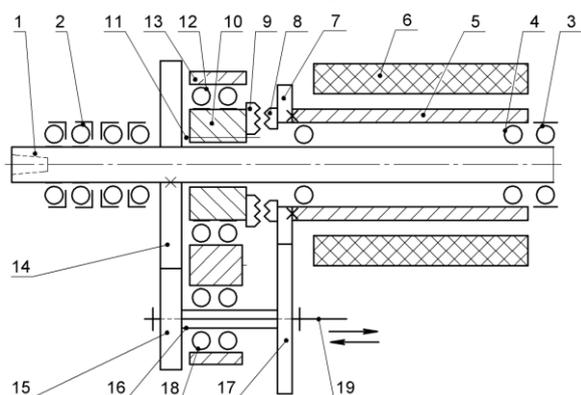


Рис. 1. Шпиндельный узел с переключаемыми механическими передачами [1]

Шпиндель 1 установлен в подшипниках 2 и 3. На шпинделе 1 в подшипниках 4 расположен ротор 5, приводимый в движение вращающимся магнитным полем, создаваемым статором 6. Ротор 5 жестко соединен с шестерней 7 и кулачковой полумуфтой 8. На шпинделе 1 подвижно в его осевом направлении установлена кулачковая полумуфта 9, соединенная со втулкой 10. Повороту втулки 10 относительно шпинделя 1 препятствует шпонка 11. На втулке 10 расположено внутреннее кольцо подшипника 12. Наружное кольцо подшипника 12 установлено в подвижном корпусе 13. На шпинделе 1 также закреплено зубчатое колесо 14. Зубчатое колесо 14 находится в зацеплении с шестерней 15, жестко соединенной втулкой 16 с зубчатым колесом 17. Втулка 16 установлена в подшипнике 18, наружное кольцо которого закреплено в подвижном корпусе 13. Втулка 16

установлена с возможностью вращения относительно толкателя 19.

При включении переменного напряжения на обмотках статора электродвигателя 6, ротор 5 приводится во вращение. При этом шестерня 7 передает вращение на зубчатое колесо 17, которое вращает втулку 16 с жестко закрепленной на ней шестерней 15. Шестерня 15 передает вращение на зубчатое колесо 14, жестко связанное со шпинделем 1.

Разность чисел зубьев шестерен 7, 15 и зубчатых колес 17, 14 приводит к понижению частоты вращения и увеличению крутящего момента на шпинделе 1. При перемещении толкателя 19 вправо происходит вывод из зацепления шестерен 16, 17 и включение кулачковых полумуфт 8, 9. При этом вращение, создаваемое ротором электродвигателя 5, будет передаваться напрямую на шпиндель 1.

Недостатками данного технического решения является необходимость использования ротора электродвигателя, имеющего большой диаметр, соответственно, ограничение диаметра шпинделя, значительные габариты конструкции и использование механических передач. Следует отметить, что в настоящее время данное направление совершенствования конструкций шпиндельных узлов практически не развивается.

Вторая группа технических решений использует дополнительный электродвигатель для повышения создаваемого крутящего момента. Пример такой конструкции (рис. 2) предложен в [3].

Шпиндель 1 установлен в подшипниках 2, 3 и 4. На шпинделе закреплены роторы электродвигателей 5 и 6, приводимые во вращение электромагнитными полями, создаваемыми статорами 7 и 8.

Недостатком данного устройства является значительное увеличение длины шпинделя и габаритов шпиндельного узла.

Уменьшение длины шпинделя достигается в конструкциях, с подключаемым дополнительным приводом. Пример такого решения описан в [4]. В данном техническом решении дополнительный электродвигатель для повышения крутящего момента подключается через кулачковую муфту с гидравлическим управлением.

Пример кинематической схемы данной конструкции показан на рис. 3. Шпиндель 1 установлен в подшипниках 2 и 3. На шпинделе 1 установлен ротор электродвигателя 4, приводимый во

Рис. 2. Шпиндельный узел, оснащенный дополнительным электродвигателем [2]

Рис. 3. Шпиндельный узел, оснащенный дополнительным электродвигателем [3]

вращение вращающимся магнитным полем, создаваемым статором 5. На торце шпинделя 1 жестко закреплена кулачковая полумуфта 6. Дополнительный электродвигатель состоит из статора 7 и ротора 8, установленного в подшипниках 9 корпуса 10. Ротор 8 через детали со шлицевым соединением 11 передает вращение на подвижную в осевом направлении втулку 12, жестко связанную с кулачковой полумуфтой 13. Перемещение втулки 12 для включения полумуфт 6 и 13 осуществляется полым штоком гидроцилиндра 14. Для кинематической развязки втулки 12 и штока гидроцилиндра 14 служат подшипники 15

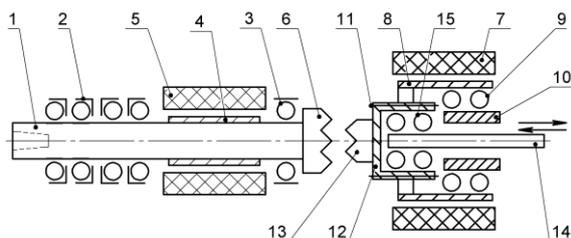


Рис. 3. Шпиндельный узел с подключаемым дополнительным приводом

Общими недостатками встраиваемых электродвигателей является высокая стоимость и необходимость принудительного охлаждения, что требует применения охлаждающих систем, усложняющих конструкцию и увеличивающих габариты станка. При использовании дополнительных встраиваемых электродвигателей увеличиваются габариты шпиндельных узлов.

Проведенный обзор конструкций шпиндельных узлов показал, что в настоящее время актуальным является вопрос расширения диапазона регулирования шпиндельных узлов и повышения крутящего момента в нижнем диапазоне частоты вращения шпинделя. При этом существует два направления их совершенствования в данной области. Первое связано с использованием повышения крутящего момента за счет использования дополнительных механических передач. Второе, наиболее интенсивно развиваемое в настоящее время, основано на использовании дополнительных электродвигателей, встраиваемых в шпиндельный узел. При этом в известных устройствах имеется ряд недостатков, сдерживающих их серийное применение. Данное обстоятельство указывает на актуальность проведения работ в области совершенствования шпиндельных узлов за счет расширения диапазона регулирования и повышения крутящего момента в нижней области частот вращения.

### Разработка схемы привода

Предлагаемое устройство (рис. 4) состоит из шпиндельной бабки 1, в которой установлен полый корпус шпиндельного узла 2 с подшипниками 3, несущих полый шпиндель 4 с осевым отверстием 5 для закрепления инструментальной оправки 6. В

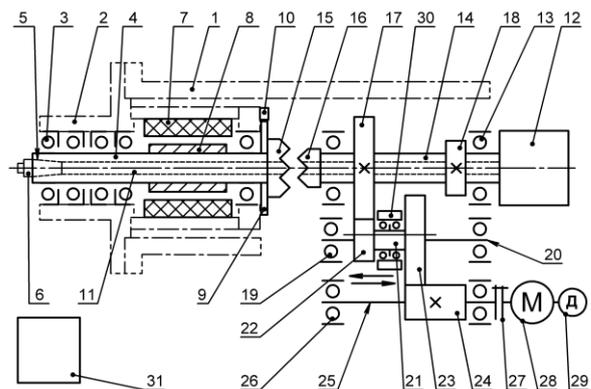


Рис. 4. Схема шпиндельного узла

корпусе шпиндельного узла 2 расположен статор 7, а на шпинделе 4 – ротор 8 основного электродвигателя. На шпинделе 4 установлен диск 9 датчика угла поворота со считывающей головкой 10, закрепленной в корпусе 2. В отверстии шпинделя 4 расположен подвижный в осевом направлении зажимной элемент 11 устройства зажима инструмента, связанный с механизмом его привода 12, расположенным с противоположной стороны шпинделя 4 от отверстия 5 для закрепления инструментальной оправки 6.

В шпиндельной бабке 1 соосно шпинделю 4 в подшипниках 13 расположен дополнительный полый вал 14. Шпиндель 4 и дополнительный вал 13 соединены соответственно с полумуфтами 15 и 16, образующими сцепную муфту. На дополнительном валу 14 закреплены зубчатые колеса 17 и 18.

В шпиндельной бабке 1 в подшипниках 19 расположен вал 20 с блоком шестерен 21, имеющем зубчатые венцы 22 и 23. Зубчатый венец 23 находится в зацеплении с шестерней 24, жестко закрепленной на валу 25 установленным в подшипниках 26. Вал 25 связан муфтой 27 с приводным электродвигателем 28, оснащенный встроенным датчиком угла поворота 29.

Зубчатые колеса 22, 17 и шестерня 24 образуют механическую передачу, понижающую частоту вращения и повышающую крутящий момент. Зубчатые колеса 23, 18 и шестерня 24 образуют механическую передачу, передаточное отношение которой близко к единице.

Блок шестерен 21 связан с механизмом переключения 30, управляемым от системы управления 31.

Питание статора электродвигателя 8 и электродвигателя 28 осуществляется переменным током регулируемой частоты, контролируемой системой управления 31.

Устройство работает следующим образом.

Для высокоскоростной обработки, либо работе на чистовых и получистовых режимах, а также при изготовлении деталей из легкообрабатываемых материалов используется привод шпинделя 4 от синхронного электродвигателя, состоящего из ротора 8 и статора 7. Инструментальная оправка 6 устанавливается в коническое отверстие 5 шпинделя

4 и закрепляется и зажимным элементом 10 механизма зажима инструмента, приводимым в действие приводом 12.

Кулачковые муфты 15 и 16 расцепляются. На статор электродвигателя 7 подается переменное напряжение, создающее вращающееся магнитное поле, приводящее ротор электродвигателя 8 и шпиндель 4 во вращение в подшипниках 3. Угловое положение ротора 8 и жестко связанного со шпинделем 4 диска датчика угла поворота 9 определяется считывающей головкой 10.

При работе в данном режиме электродвигатель 28 находится в выключенном состоянии, поэтому валы 14, 20 и 25 не вращаются.

Отсутствие колебаний, возникающих при работе механических передач 22, 17 и 23, 18 позволяет повысить качество обработки.

При остановке шпинделя 4 его угловое позиционирование осуществляется синхронным электродвигателем с ротором 8 и статором 7.

При обработке деталей из труднообрабатываемых материалов на черновых низкоскоростных режимах полу муфты 15 и 16 сцепляются.

Включаются электродвигатель, состоящий из статора 7, ротора 8 и электродвигатель 28. Синхронизация их вращения осуществляется системой управления 31.

При этом вращение от электродвигателя 28 через муфту 27 передается на шестерню 24, которая приводит во вращение зубчатый венец 23 блока зубчатых колес 21. Блок зубчатых колес 21 имеет два крайних положения, в которых вращение передается от него через зубчатый венец 22 на колесо 17, либо от зубчатого венца 23 на зубчатое колесо 18. Переключение блока зубчатых колес 21 осуществляется по команде от системы управления 31.

При этом к шпинделю 4 от дополнительного электродвигателя 28 подводится вращение через зубчатые колеса 17, 22, 23 и 24, либо 18, 23 и 24, чем обеспечивается крутящий момент, необходимый при высоконагруженных черновых режимах обработки деталей из труднообрабатываемых материалов.

При черновой обработке вибрации и нагрев зубчатых передач не вносят заметного влияния точность и шероховатость получаемой поверхности.

Для упрощения конструкции сцепные полу муфты 15 и 16 могут быть заменены на постоянно находящиеся в зацеплении зубчатые полу муфты, жестко связанные со шпинделем 4 и валом 14, а устройство переключения 30 блока зубчатых колес 21 должно обеспечивать его нейтральное положение, в котором передачи 22, 17 и 23, 18 одновременно оказываются в выключенном состоянии. При этом в области высокоскоростной обработки исключается влияние колебаний и тепловыделения в зубчатых передачах 17, 22, 23 и 24, либо 18, 23 и 24 на точность и шероховатость обработанной поверхности.

Применение предлагаемого устройства позволит расширить технологических возможностей привода за счет увеличения его диапазона частот

вращения и обеспечения высоких значений крутящего момента в области низкоскоростной черновой и получистовой обработки, снижение стоимости привода, а также повышение удельной мощности, приходящейся на единицу массы привода за счет использования понижающей механической передачи. В качестве дополнительного электродвигателя может использоваться асинхронный электродвигатель с воздушным охлаждением, статор и ротор которого конструктивно объединены в одном корпусе, что снижает стоимость конструкции.

### Разработка конструкции привода

Базовым объектом для разработки проекта модернизации был выбран станок ИР 500. Данный станок оснащен коробкой скоростей, поэтому практическая реализация данной разработки требует минимального внесения изменений в существующую конструкцию. Разработана трехмерная цифровая модель привода (рис. 5).

При разработке конструкции, был произведен подбор компонентов приводов главного движения и подачи из серийно изготавливаемых устройств. Модели компонентов нормализованных деталей и узлов были созданы с использованием электронных каталогов [5].

Привод состоит из корпуса шпиндельной бабки 1, в котором установлен шпиндельный узел 2, со шпинделем 3, приводимым во вращение синхронным электродвигателем 4. Двигатель постоянного тока привода главного движения базового станка заменен асинхронным электродвигателем 5. Механические передачи 6 коробки скоростей не претерпели изменений, за исключением механизма привода переключения 7 блока шестерен 8, который дополнительно обеспечивает ее нейтральное положение. Зажим инструмента производится механизмом 9.

В области высокоскоростной обработки используется прямой привод вращения шпинделя 3 от двигателя 4. В области черновой обработки включается привод от электродвигателя 5.

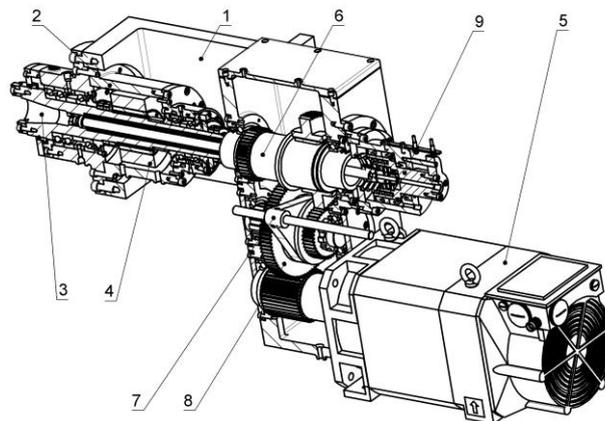


Рис. 5. Трехмерная модель модернизированного привода станка мод. ИР500

### Выводы по работе

Разработана конструкция привода главного движения обрабатывающего центра, сочетающая достоинства приводов главного движения, построенных по схеме «прямого привода» и приводов через понижающие механические передачи. Это позволяет обеспечить высокий крутящий момент при черновой обработке и высокую удельную мощность, приходящуюся на единицу массы привода.

Использование предлагаемого устройства для модернизации обрабатывающих центров позволит создать станок, обеспечивающий проведение высо-

коскоростной и низкоскоростной обработки при минимальных изменениях в исходной конструкции.

1. Михрютин В. В., Шерстобитов М. А. Программные средства проектирования автоматизированных станков// Оборудование и инструмент для профессионалов № 5, 2009. – С. 18 – 20.
2. Пат. 63131338, Япония, приоритет 26.08. 1988.
3. Пат. 4275803, Япония, приоритет 01.10. 1992.
4. Spindle device for machine tool: пат. EP 2062681, Европатент. Заявл. 05.11.2008, опубл. 27.06.2009, приоритет 27.11.2007.
5. Михрютин В. В., Михрютина А. В. Курсовое проектирование станков с использованием системы трехмерного моделирования// ВКИТ №9 2010.

## ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КОМПОНОВОК СТАНКОВ ДЛЯ ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ ЛИСТОВЫХ ОБШИВОК ПЛАНЕРА САМОЛЕТА

В.В. Михрютин<sup>1</sup>, М.А. Шерстобитов<sup>2</sup>

<sup>1</sup> Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П. А. Соловьева, Рыбинск, Россия; [v\\_mihrutin@rgata.ru](mailto:v_mihrutin@rgata.ru)

<sup>2</sup> ЗАО «Авиационный консалтинг – ТЕХНО», Москва, Россия,

### Введение

Обводообразующие детали самолётов в настоящее время изготавливаются на специальных многокоординатных механообрабатывающих комплексах, использующих различные принципы закрепления тонкостенных листовых заготовок обшивки планера [1].

Практическое применение получило оборудование следующих трёх основных технических концепций.

К первой группе относится оборудование с горизонтальным закреплением заготовки обшивки, в котором базирование и закрепление производится по ее нижней необрабатываемой поверхности с использованием вакуумных захватов.

Данный тип оборудования позволяет производить обработку широкой номенклатуры тонкостенных листовых деталей на порталных фрезерных многокоординатных обрабатывающих центрах с относительно небольшими затратами на их оснащение специализированной оснасткой.

Основным недостатком такого оборудования является невозможность реализации двусторонней обработки заготовок за одну установку.

Ко второй группе оборудования относятся комплексы с вертикальным расположением секций опор с вакуумными захватами для закрепления заготовки. Обработка заготовки в этом случае производится отдельными зонами между переставляемыми вертикальными стойками с выдвигаемыми штоками актуаторов, оснащенных вакуумными захватами.

Данная концепция оборудования позволяет реализовать обработку детали с двух сторон. Однако при этом номенклатура обрабатываемых деталей ограничена условиями обеспечения надёжного закрепления, а обработка вертикальными участками ведёт к потере точности по толщине в зоне перехода между ними.

К третьей и наиболее эффективной группе оборудования относится механообрабатывающий комплекс с применением подвижного упора, перемещаемого синхронно и соосно с инструментом по стороне детали противоположной обрабатываемой. Упор предотвращает упругие деформации обшивки под действием сил резания.

Несмотря на высокую эффективность обработки тонкостенных обшивок на данном типе оборудования существует возможность дальнейшей оптимизации параметров процесса и настроек обо-

рудования с целью сокращения общего времени обработки, повышения точности и качества поверхности.

Совершенствование оборудования и процессов обработки тонкостенных листовых обшивок возможно производить на основе математического моделирования процесса обработки с учетом сложной формы и малой жесткости тонкостенных листовых заготовок.

### Обзор известных компоновок

Обрабатывающий центр порталной конструкции (рис. 1), используемый в оборудовании, относящемся к первой группе, состоит из симметрично расположенных на основании станин 1 с направляющими оси X, по которым передвигается портал, состоящий из колонн 2, соединенных траверсой 3. На траверсе 3 выполнены направляющие оси Y, в которых установлены салазки 4 с направляющими оси Z ползуна 5.

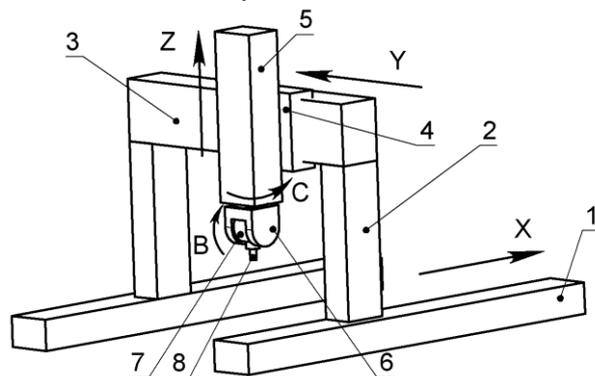


Рис. 1. Схема станка порталной конструкции

На ползуне 5 в круговых направляющих оси C установлен вилочный корпус 6. В круговых направляющих B корпуса 6 установлен корпус 7 шпиндельной головки 8. Ось шпинделя шпиндельной головки в исходном положении вертикальна, поэтому может быть обозначена как  $S_V$ .

Также следует отметить влияние на точность обработки целого ряда факторов. Во-первых, закрепление заготовки производится в отдельных точках, в промежутках между которыми оболочка не поддерживается захватами, поэтому имеет меньшую жесткость. При обработке на участках пониженной жесткости наблюдается прогиб заготовки, что приводит к снижению глубины обработки и возникновению погрешности по толщине заготовки.

Во-вторых, при обработке на неподкреплённых участках с меньшей жесткостью возникают вибрации. Третьим фактором является сравнительно низкая точность позиционирования актуатора, которая составляет порядка 0,3 мм.

Компоновка станка с точки зрения расчета траекторий перемещения обладает еще одним существенным недостатком. При повороте вокруг оси  $B$ , ось вращения инструмента  $S_v$  может занимать такое положение, что она становится параллельной оси  $Z$ . В этом положении возникает неопределенность в выборе текущего значения оси  $C$ .

Оборудование второго типа с вертикальным расположением заготовки не получило широкого распространения из-за трудностей с закреплением заготовок.

Наиболее эффективным оборудованием для обработки листовых обшивок является обрабатывающий комплекс с подвижным упором, перемещаемым синхронно с инструментом [2]. Как было указано выше, упор располагают с противоположной стороны от обрабатываемой поверхности детали. Упор предотвращает упругие деформации обшивки под действием сил резания. Комплекс оборудования, реализующий данный способ обработки получил название Milling Mirror System (MMS), или «зеркальное фрезерование».

Станок данной конструкции (рис. 2) состоит из основания 1 с рамой для закрепления панели, обеспечивающей одновременный доступ к ее обрабатываемой и поддерживаемой поверхностям, станин 2 и 3 с установленными на них направляющими осями  $X_0$  и  $X_A$ , по которым перемещаются колонны 4 и 5, имеющие также опоры на дополнительные направляющие осями  $Y_0$  и  $Y_A$ , по которым перемещаются каретки с ползунами 8 и 9 осями  $Z_0$  и  $Z_A$  с установленными на них двухповоротными шпиндельными головками.

Каждое устройство осуществления подачи обеспечивает шесть управляемых движений, причем из них четыре поступательных:  $X_0$ ,  $Y_0$ ,  $Z_0$ ,  $W_0$  и  $X_A$ ,  $Y_A$ ,  $Z_A$ ,  $W_A$  параллельных осям правой ортогональной стандартной системы координат станка, и два вращательных  $A_0$ ,  $B_0$  и  $A_a$ ,  $B_a$ , оси вращения которых параллельны соответственно направлениям движений  $Y_0$ ,  $Y_a$ , и плоскостям  $X_0Z_0$ ,  $X_AZ_A$ .

Данное устройство считается одной из наиболее перспективных конструкций в данной области. Однако, у него существует также ряд недостатков, наиболее существенными из которых являются следующие.

Дополнительные направляющие устройства изготавливается в виде железобетонной конструкции мостовой или коробчатой формы, что значительно усложняет и удорожает его изготовление и монтаж. Одновременно существует возможность возникновения значительной погрешности взаимного расположения режущего инструмента относительно опорного элемента при неточном изготовле-

нии или короблении железобетонной конструкции и, соответственно, рост погрешности обработки изготавливаемой панели.

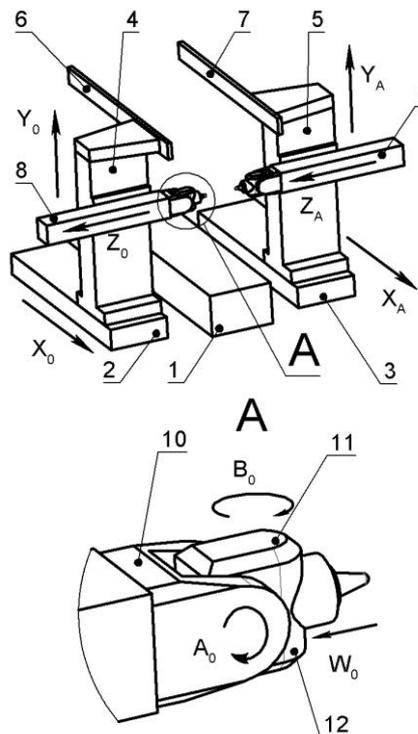


Рис. 2. Схема станка для «зеркального фрезерования»

Существует также ряд деталей, обработка которых на оборудовании данной компоновки представляет значительные затруднения. К ним относятся, например, двусторонние вафельные панели в форме тел вращения.

#### Разработка путей совершенствования компоновки станков

Существенное упрощение конструкции оборудования можно достичь за счет исключения дополнительных направляющих колонн. При этом отпадает необходимость создания железобетонной мостовой или коробчатой конструкции.

Для этого колонны должны быть жестко соединены между собой траверсой. Дополнительная относительная подвижность двухповоротных головок в направлении оси  $X$  при этом обеспечивается установкой одной из головок в линейных направляющих относительно ползуна.

При соединении колонн жесткой траверсой образуется портал, имеющий ряд достоинств по сравнению с компоновкой коробчатого или мостового типа. Дальнейшее развитие данной компоновки представляется перспективным.

Для обработки двусторонних вафельных панелей в форме тела вращения возможно вертикальное, либо горизонтальное расположение оси заготовки при обработке.

При горизонтальном расположении оси заготовки сложнее реализуется поворот относительно инструмента и упора для круговой обработки, воз-

никает проблема коробления панели под действием силы тяжести.

При вертикальном расположении оси панели станок целесообразно оснастить круговой координатой, поворачивающей заготовку на требуемый угол. Такая координата может быть не интерполируемой.

Совершенствование оборудования и процессов обработки тонкостенных листовых обшивок возможно производить на основе математического моделирования процесса обработки с учетом сложной формы и малой жесткости тонкостенных листовых заготовок.

Составной частью комплексной модели процесса обработки является модель координатных движений узлов станка. Данная модель дает основу построения уравнения формообразования. Построение моделей исследуемых обрабатывающих центров, изложено в работе [3].

### Разработка предложенной компоновки

На основе разработки и анализа возможных технических решений на основе [2] авторами была предложена альтернативная компоновка обрабатывающего центра [4] (рис. 3).

Предложенное устройство содержит основание 1, на котором установлены станины 2, 3 и 4. Обрабатываемая заготовка листовая панель обшивки планера самолета 5 закреплена в палете 6, установленной на станине 4. Палета 6 выполнена в форме рамы, обеспечивающей одновременный доступ к обрабатываемой поверхности 7 и поддерживаемой поверхности 8 обрабатываемой заготовки листовой панели обшивки планера самолета 5. Движения рабочих органов устройства задаются в правой прямоугольной стандартной системе координат  $xyz$ . В станинах 2 и 3 выполнены направляющие 9 и 10 оси  $X$ , в которых, соответственно, установлены колонны 11 и 12. Колонны 11 и 12 имеют линейные направляющие 13 и 14 осей  $Z$  и  $Z_1$ , в которых установлены каретки 15, 16. Каретки 15, 16 имеют линейные направляющие 17, 18 осей  $Y$  и  $Y_1$ , с ползунами 19, и 20. Колонны 11 и 12 жестко соединены между собой траверсой 21.

Отличием предлагаемого устройства [3] от аналога [2] является жесткое соединение колонн 12 жестким порталом 21. При этом для обеспечения некоторого взаимного перемещения инструмента 29 и упора 38 вдоль оси  $X_1$ , одна из двухповоротных головок установлена в линейных направляющих 30.

С левого торца ползуна 20 в направляющих 30 прямолинейного движения  $X_1$ , параллельного оси  $X$ , расположена каретка 31, с установленным на ней корпусом двухповоротной шпиндельной головки 32, обеспечивающей вращательные движения  $A$  и  $B$  вокруг осей вращения 33 и 34, параллельных осям  $X$ ,  $Y$ . В корпусе двухповоротной шпиндельной головки 32 с обеспечением вращательного движения  $A$  вокруг оси 34 размещен промежуточный корпус 35. В промежуточном корпусе 35 обеспечением враща-

тельного движения  $B$  вокруг оси 33, параллельной оси  $Y$ , установлен корпус 36, имеющий пиноль 37 с опорным элементом 38, контактирующим с поверхностью 8 обрабатываемой заготовки 5. Схема обработки заготовки 5 показана на рис. 4.

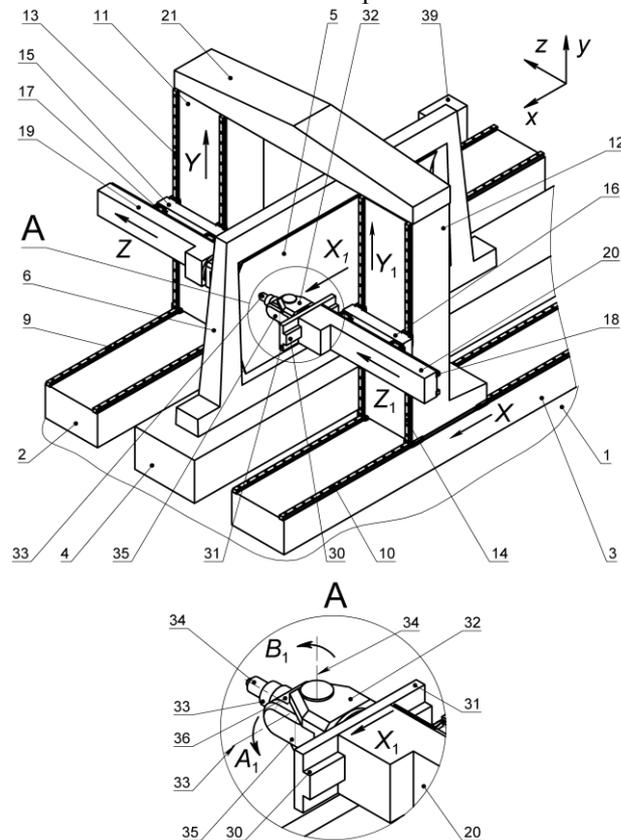


Рис. 3. Схема станка предложенной компоновки

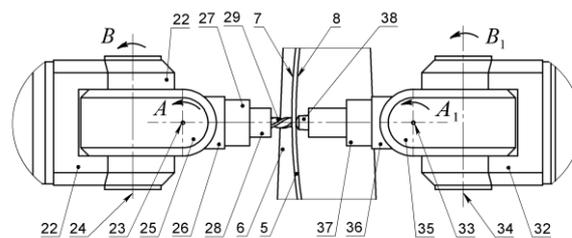


Рис. 4. Схема расположения двухповоротных головок

С правого торца ползуна 19 установлен корпус двухповоротной шпиндельной головки 22, обеспечивающей вращательные движения  $A$  и  $B$  вокруг осей вращения 23 и 24, параллельных осям  $X$ ,  $Y$ . В корпусе двухповоротной шпиндельной головки 22 с обеспечением вращательного движения  $B$  вокруг оси 24 размещен промежуточный корпус 25. В промежуточном корпусе 25 с обеспечением вращательного движения  $A$  вокруг оси 23, параллельной оси  $Y$ , установлен корпус 26, имеющий выдвижную пиноль 27 со шпинделем 28 для закрепления режущего инструмента – фрезы 29.

Управление приводами подачи устройства осуществляется от системы числового программного управления (ЧПУ) 39.

Режущий инструмент 29 расположен со сторо-

ны обрабатываемой поверхности 7 заготовки 5, а опорный элемент 38 – со стороны поддерживаемой поверхности 8.

При работе устройства палета 6 с обрабатываемой заготовкой 5 закрепляется на станине 4. ЧПУ по заданной программе производит управление перемещением колонн 11 и 12, а так же кареток 15, 16, ползунов 19, 20, каретки 31, промежуточных корпусов 25, 35, корпусов 26, 36 и выдвижных пинолей 28, 37. При этом режущий инструмент 29 производит обработку заготовки листовой панели обшивки планера самолета 5, а подвижный опорный элемент 34 предотвращает ее прогиб под действием силы резания.

Основание 1 обеспечивает жесткое взаимное положение станины 4 и станин 2, 3 с направляющими 4 и 5.

Необходимая точность перемещений обеспечивается направляющими 9, 10, 13, 14, 17, 18 и 30 и соответствующими приводами подач.

Погрешность изготовления панели по толщине в значительной степени обусловлена погрешностями изготовления и монтажа направляющих X станка.

При наличии погрешностей изготовления и монтажа дополнительных направляющих движения X и X' прототипа в направлении движения Y, появляются отклонения  $\Delta z$  и  $\Delta z_1$ . Номинальные положения основных и дополнительных направляющих на схемах обозначены 40 и 41 соответственно. Положения основных и дополнительных направляющих при наличии погрешностей изготовления соответственно обозначены 42, 43.

Номинальные положения направляющих X и X' предлагаемого устройства обозначены 44. Их положения при наличии погрешностей обозначены 45.

В первом приближении погрешность изготовления панели по толщине может быть рассчитана как сумма погрешностей положения инструмента 26 и опорного элемента 34 с заготовкой 17

$$\Delta = \Delta z + \Delta z_1, \quad (1)$$

где  $\Delta z$  – погрешность положения инструмента;  $\Delta z_1$  – погрешность положения опорного элемента.

Для составляющих данной формулы получим следующие выражения, связывающие погрешности положения инструмента 26, опорного элемента 34 и заготовки 17 с погрешностью направляющих 4, 5 базового станка [2] (рис. 5) и предлагаемой компоновки [4] (рис. 6)

$$\begin{aligned} \Delta z &= \Delta z_n + \frac{Y}{H} (\Delta z_b - \Delta z_n), \\ \Delta z_1 &= \Delta z_{1n} + \frac{Y}{H} (\Delta z_{1b} - \Delta z_{1n}), \end{aligned} \quad (2)$$

где  $\Delta z_n$ ,  $\Delta z_{1n}$  – погрешности положения нижней и верхней точек направляющих левой колонны станка-аналога;  $Y$  – текущая вертикальная координата положения инструмента;  $H$  – максимальная величина

на перемещения по координате Y;  $\Delta z$ ,  $\Delta z_1$ , – погрешности положения нижней и верхней точек направляющих правой колонны станка-аналога.

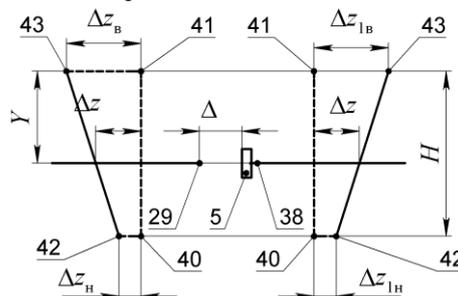


Рис. 5. Схема расчета погрешности базового станка

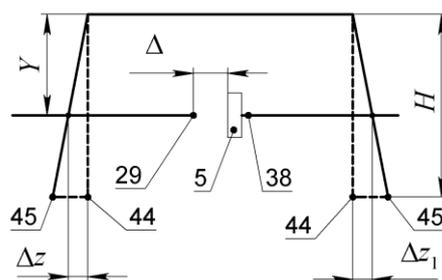


Рис. 6. Схема расчета погрешности станка предложенной компоновки

Жесткая связь колонн 6 и 7 между собой траверсой 16 приводит к уменьшению их взаимных перемещений в направлении оси y, возникающих от неточностей их изготовления. При этом исключается влияние дополнительной направляющей, имеющей большую величину погрешности, чем у основной. Величина погрешности предлагаемого устройства может быть определена по формуле (1) с учетом зависимостей для расчета положений инструмента 26 и опорного элемента 34

$$\Delta z = \Delta z + \frac{Y_1}{H}, \quad \Delta z_1 = \Delta z_1 + \frac{Y_1}{H}, \quad (3)$$

где  $\Delta z$ ,  $\Delta z_1$  - погрешности положения направляющих предложенного станка.

Сравнение уравнений (2) и (3) показывает, что погрешность взаимного положения инструмента 29 и опорного элемента 38 при наличии перемещений некоторой величины Z и Z<sub>1</sub> для случая использования предлагаемого устройства снижается.

Погрешность взаимного положения инструмента и опоры вдоль координаты x в предлагаемом устройстве будет зависеть в основном от одного привода X', обеспечивающего относительное перемещение фрезы и опорного элемента. Для базового станка данная погрешность будет определяться суммой погрешностей положений по осям X и X'. Следовательно, предлагаемое устройство будет обеспечивать большую точность обработки.

Анализ компоновок известного оборудования для механической обработки тонкостенных листовых панелей показал, что наиболее перспективным

методом является «зеркальное фрезерование». При этом известное оборудование для осуществления данного технологического процесса обладает рядом недостатков.

На основе проведенного анализа известных компоновок предложено устройство, защищенное патентом на полезную модель.

Применение предлагаемого устройства позволит упростить конструкцию за счет исключения дополнительных направляющих, размещенных на несущих элементах коробчатого или мостового типа.

1. Михрютин В.В., Шерстобитов М.А. Методы механической обработки листовых обшивок планера самолетов // Вестник РГАТУ имени П.А. Соловьева, – Рыбинск: РГАТУ 2012 №2 (23) С. 279 – 284.
2. Process and device for the machining of panels: пат. 7682112 US, 2007274797, заявл. 29.11.2007, опубл. 23.03.2007.
3. Михрютин В.В., Шерстобитов М.А. Моделирование координатных движений станков для обработки тонкостенных обшивок самолета // Современные материалы, техника и технология. материалы 3-й Международной научно - практической конференции (27 декабря 2013 года) Юго-Зап. гос. ун-т. В 3-х томах, Том 2., Курск, 2013, С. 338 – 343.
4. Михрютин В.В., Шерстобитов М.А. Устройство для обработки листовых панелей обшивок планера самолетов, РПМ № 139404, заявл. 12.09.2013, решение о выдаче патента от 16.01.2014.

## ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ЗАГОТОВКИ ПРИ НЕСТАЦИОНАРНЫХ УСЛОВИЯХ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ

В.В. Михрютин

Рыбинский государственный авиационный технический университет имени П. А. Соловьева, Рыбинск,  
Россия; [v\\_mihrutin@rgata.ru](mailto:v_mihrutin@rgata.ru)

### Введение

В современном машиностроении наблюдается тенденция усложнения геометрических форм деталей и повышения требований к их качеству. Обработка деталей сложной геометрической формы производится на станках с программным управлением, управляющие программы для которых подготавливаются в автоматизированных системах. Существующие системы подготовки управляющих программ при построении траектории движения инструмента не позволяют учесть всего комплекса изменяющихся условий обработки, что приводит к снижению эффективности технологического процесса и получения неравномерного качества формообразуемой поверхности. Это обусловлено тем, что в процессе обработки поверхностей с криволинейной образующей происходит непрерывное изменение кинематических параметров процесса резания.

Формирование поверхностного слоя изделия на стадии изготовления является важнейшим этапом в инженерии поверхности [1]. Использование математической модели процесса на стадии технологической подготовки производства позволяет выбрать рациональные параметры обработки и сократить затраты на проведение дорогостоящих экспериментальных исследований.

### Постановка задачи

Данная работа посвящена решению задачи разработки математической модели геометрического образа шероховатой поверхности, получаемой при точении деталей, имеющих форму тел вращения с криволинейной образующей с учетом вибраций в упругой технологической системе. Модель строится при объединении математических моделей, описывающих режущую кромку инструмента произвольной формы, перемещение инструмента относительно заготовки, формирования сечения среза и последующего отсечения поверхностей. Создание данной модели продолжает работы в направлении создания комплексной модели процессов резания [2].

Моделирование кинематического взаимодействия инструмента и заготовки ввиду большого разнообразия видов режущего инструмента, изменения формы сечения среза при варьировании режимных параметров обработки достаточно затруднено. Трудности создания зависимостей связаны с тем, что режущая кромка может описываться на разных участках несколькими сегментами кривых.

Причем, сечение среза может быть ограничено различными их сегментами в зависимости от величины подачи.

В работах [3, 4] был предложен подход, основанный на описании режущей кромки в пространстве и производить построение поверхности резания с использованием уравнения формообразования, создаваемом на основе анализа формулы структурной компоновки станка [5]. Данная модель позволяла уже решать задачу формообразования при сложном движении инструмента относительно заготовки, в том числе при колебаниях в направлении скорости главного движения.

В данной работе решается задача разработки математической модели кинематического взаимодействия инструмента и заготовки при точении поверхностей вращения с криволинейной образующей, позволяющая рассчитывать параметры микрогеометрии с учетом сложного движения инструмента за счет вибраций в упругой технологической системе. Она продолжает также развитие модели режущих кромок инструмента, разработанной в [3, 4].

Данная задача решается при объединении математических моделей, описывающих режущую кромку инструмента произвольной формы, перемещение инструмента относительно заготовки и модели формирования сечения среза. Взаимодействие моделей осуществляется на основе специально разработанного алгоритма, позволяющего моделировать процесс формообразования обработанной поверхности заготовки и определять кинематические параметры взаимодействия ее с инструментом.

### Построение поверхности резания

Режущая кромка описывается уравнениями, задающими кривые в статической системе координат (ССК) инструмента (рис. 1). Оси ССК определяются на основе следующих правил. Расположение и направление оси  $z$  выбирается по направлению вектора скорости главного движения инструмента относительно заготовки, направление оси  $x$  производится по наиболее вероятному направлению подачи при обработке [4]. Уравнение режущей кромки имеет вид

$$K(t, i) = K_i(t - i), t \in (0, \dots, n + 1), i = 0, 1, \dots, n, \quad (1)$$

где  $t$  – безразмерный параметр кривой;  $i$  – номер режущей кромки лезвия;  $n$  – число сегментов составной кривой, описывающей режущую кромку лезвия.

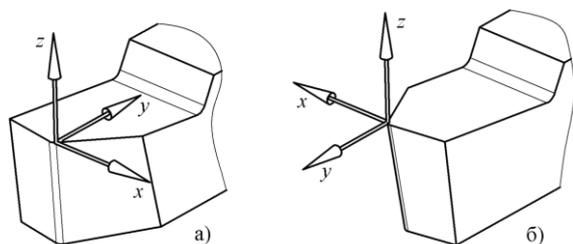


Рис. 1. Расположение координатной системы реза:  
а) – правый резец, б) – левый резец

Каждая кривая  $K_i(t)$ , описывающая режущую кромку с номером  $i$ , должна быть реализована для безразмерного параметра в пределах  $t \in [0, 1]$ . Для определенности выбора нужной кромки лезвия с числом кромок  $n$  параметр функции задается изменяющимся в пределах  $t \in [0, n+1]$ . Выражения для функций  $K_i(t)$  определяются геометрией конкретного вида инструмента и наиболее удобным способом задания кривых. Использование параметра  $i$  в аргументах функции позволяет выбирать соответствующую кривую при поиске точек пересечений.

Касательная к режущей кромке задается уравнением

$$K'(t, i) = K'_i(t - i), t \in (0, \dots, n+1), i = 0, 1, \dots, n. \quad (2)$$

Колебания инструмента в трех взаимно перпендикулярных плоскостях задаются матрицей

$$\delta(\tau) = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & \delta_x \\ 0 & 1 & 0 & \delta_y \\ 0 & 0 & 1 & \delta_z \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

где  $\delta_x, \delta_y, \delta_z$  – перемещения инструмента по осям  $x, y, z$  при наличии колебаний.

Расчет перемещений инструмента относительно заготовки производится на основе методики, изложенной в работе [9]. Уравнение поверхности резания в системе координат заготовки с учетом колебаний инструмента

$$R(t, \tau) = M_c(\tau)\delta(\tau)\Phi_{\text{и}}K(t), \quad (4)$$

где  $M_c$  – матрица преобразования, о перемещение инструмента относительно заготовки за счет координатных перемещений узлов станка;  $\Phi_{\text{и}}$  – матрица формы [9] для инструмента;  $\tau$  – системное время процесса,  $\delta(t)$  – матрица, описывающая движения инструмента при колебаниях.

Матрица формы инструмента  $\Phi_{\text{и}}$  задает преобразование координат, переводящее модель его геометрического образа в систему координат станка. Уравнение (4) определяет положение линии, моделирующей режущую кромку относительно модели геометрического образа заготовки. Далее для сокращения будем называть линию, моделирующую режущую кромку просто режущей кромкой, а модель геометрического образа заготовки – заготовкой.

Уравнение движения режущей кромки составляется в системе координат заготовки в соответствии с [9]. Наиболее распространенные токарные станки имеют компоновку, выражаемую структурной формулой  $C0ZX$ , для которой матрица преобразования, задающая перемещение инструмента относительно заготовки может быть записана следующим образом

$$M_c(\tau) = \Phi_c R_z(\tau) \Phi_z T_z(\tau) \Phi_x T_x(\tau), \quad (5)$$

где  $\Phi_c, \Phi_z, \Phi_x$  – матрицы формы рабочих органов станка, совершающих перемещения по осям  $X, Y, Z$ ;  $R_z(\tau)$  – матрица преобразования, задающая вращение вокруг оси  $z$ ;  $T_x(\tau), T_z(\tau)$  – матрицы преобразования, задающие поступательные перемещения вдоль осей  $x, z$ .

Модель инструмента строится в своей ССК, направление осей которой отличаются от направления осей системы координат станка. Поэтому в уравнении (4) требуется осуществить геометрическое преобразование, позиционирующее режущую кромку относительно заготовки корректным образом. Такое преобразование производится матрицей формы инструмента, полученной в результате анализа взаимного расположения ССК инструмента и заготовки. Данная матрица рассчитывается как результат произведения матриц параллельного переноса координатной системы лезвия инструмента, поворота на  $90^\circ$  вокруг оси  $y$  и поворота в отрицательном направлении на  $90^\circ$  вокруг оси  $z$

$$\Phi_{\text{и}} = R_z\left(-\frac{\pi}{2}\right)R_y\left(\frac{\pi}{2}\right) \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & x_p \\ 0 & 1 & 0 & y_p \\ 0 & 0 & 1 & z_p \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 & 1 & 0 & x_p \\ 0 & 0 & -1 & y_p \\ -1 & 0 & 0 & z_p \\ 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (6)$$

где  $x_p, y_p, z_p$  – смещение точки начала координат ССК инструмента относительно нулевой точки инструмента,  $R_y$  – матрица преобразования, задающая вращение вокруг оси  $y$ .

Математическая модель заготовки задана образующей линией, записываемой аналогично уравнению (1) с последующим преобразованием поворота

$$W(u, w, j) = W_j(u - j, w), u \in (0, \dots, U), w \in (-\pi, \pi), \quad (7)$$

где  $u$  – параметр образующей поверхности вращения заготовки;  $U$  – число сегментов образующей заготовки;  $w$  – параметр направляющей, задающий угол расположения точки поверхности;  $j$  – номер сегмента кривой образующей поверхности инструмента.

Для расчета пересечений задается уравнение нормалей

$$W_n(u, w) = W_{nj}(u - j, w), u \in (0, \dots, U), w \in (-\pi, \pi) \quad (8)$$

На поверхности заготовки формируется след от инструмента, нормали к поверхности которого приближенно задаются уравнением

$$R_n(t, \tau) = M_c(\tau) \Phi_n K_n(t, i), \quad (9)$$

где  $K_n(t, i)$  – нормаль к режущей кромке, параллельная основной плоскости инструмента.

Для построения модели геометрического образа обработанной поверхности требуется отсечь выступающие края поверхности резания за пределами линий ее самопересечения и пересечения с поверхностями заготовки. Был разработан специальный алгоритм отсечения.

Для сокращения вычислительных затрат следует исключить моделирование поведения системы на холостом ходу до врезания инструмента в заготовку. Моделирование обработки необходимо запускать после касания заготовки режущей кромкой инструмента. Для определения момента врезания рассмотрим два случая (рис. 2).

В первом случае происходит касание выпуклой режущей кромкой поверхности заготовки (рис. 2а). При этом выполняются условия совпадения координат точек поверхности резания, а также ортогональности нормали к поверхности заготовки и касательной к режущей кромке

$$\begin{cases} [W(u, w)]_{3 \times 1} = [R(t, \tau)]_{3 \times 1} \\ [W_n(u, w)]_{3 \times 1} \cdot [M_c(\tau) V(\tau) \Phi_n K'(t)]_{3 \times 1} = 0 \end{cases} \quad (10)$$

Во втором случае (рис. 2б) режущая кромка пересекает ребро заготовки. Если заготовка имеет ступенчатую форму и имеет несколько ребер, требуется провести вычисления для каждого ребра, задав, например, условия равенства координат точек режущей кромки и ребра заготовки, а также наличие единственности точки пересечения кривых.

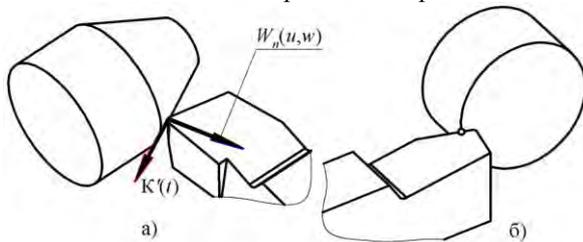


Рис. 2. Врезание резца в заготовку:  
а) – касание режущей кромкой поверхности заготовки;  
б) – пересечение режущей кромкой ребра заготовки

Для уменьшения объема вычислительной программы точку врезания инструмента в заготовку целесообразно искать с использованием минимизации функции, производящей расчет времени

$$\begin{cases} [W(u, w)]_{3 \times 1} - [R(t, \tau)]_{3 \times 1} = 0 \\ \tau \rightarrow \min \end{cases} \quad (11)$$

Поверхность резания задается образующей линией – режущей кромкой и направляющей, пред-

ставляющей собой траекторию перемещения инструмента относительно заготовки. Построение поверхности резания при моделировании точения профильной поверхности по уравнению (9) с учетом колебаний показано на рис. 3.

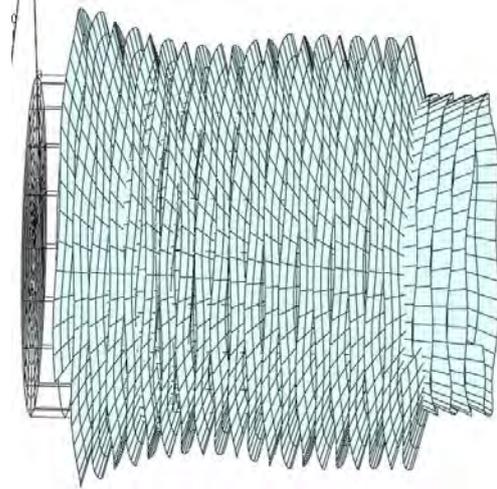


Рис. 3. Поверхность резания при точении заготовки с криволинейной образующей

#### Алгоритм построения обработанной поверхности

Для построения модели геометрического образа обработанной поверхности требуется отсечь выступающие края поверхности резания за пределами линий ее самопересечения и поверхностями заготовки. Поскольку таких точек несколько, был разработан специальный алгоритм отсечения, основанный на поиске точек пересечения и последующем анализе направлений касательных к образующей поверхности резания и нормалей к анализируемым поверхностям.

При моделировании сформированной в процессе токарной обработки поверхности для рассматриваемого положения режущей кромки необходимо рассчитывать пересечения поверхностей в четырех точках (рис. 4).

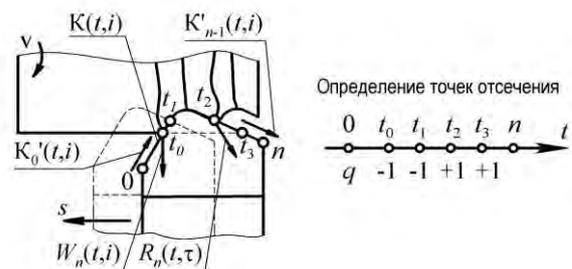


Рис. 4. Схема определения точек отсечения

Точки, соответствующие параметрам  $t_0$  и  $t_3$  лежат на пересечении режущей кромки и поверхности заготовки. Точка  $t_2$  лежит на пересечении линии режущей кромки в рассматриваемом положении со следом от инструмента, сформированном на предыдущем обороте заготовки. Заметим, что пересечение поверхности резания в точке  $t_2$  на линии режущей кромки появляется только после полного врезания инструмента в заготовку. Пересечение по-

верхностей резания в точке  $t_1$  образуется на втором обороте заготовки. Точки  $t_0$  и  $t_3$  отыскиваются при решении численным методом системы уравнений для заданного положения режущей кромки и значения системного времени  $\tau$

$$[W(u, w)]_{3 \times 1} - [R(t, \tau)]_{3 \times 1} = 0 \quad (12)$$

Точки  $t_1$  и  $t_2$  вычисляются за два цикла изменения системного времени. На первом цикле производится моделирование обработки, при котором рассчитывается точка  $t_2$  при решении уравнения

$$[M_c(\tau)\Phi_{и}K'(t_2)]_{3 \times 1} - [M_c(\tau_b)\Phi_{и}K'(t_{b1})]_{3 \times 1} = 0, \quad (13)$$

где  $\tau_b$  – системное время, определяющее положение режущей кромки на предыдущем обороте заготовки;  $t_{b1}$  – параметр, задающий положение точки пересечения с поверхностью резания на предыдущем обороте заготовки.

Известные модели образования шероховатости используют для построения профиля гребешка проекцию режущей кромки на основную плоскость. Поскольку предлагаемая модель учитывает влияние углов  $\gamma$  и  $\lambda$ , а также колебания инструмента в направлении скорости главного движения, соседние образующие поверхности резания, рассчитанные по положениям режущей кромки инструмента в заданные моменты системного времени, в пространстве не находятся в одной плоскости. Поэтому концы соседних образующих линий на вершинах модели геометрического образа гребешка шероховатости между собой не совпадают. Расчет по уравнению (13) дает возможность определять только точку  $t_2$  на образующей, соответствующей времени  $\tau$ , поэтому для соседнего следа для определения  $t_1$  требуется произвести другой расчет.

Для определения  $t_1$  после моделирования процесса обработки производится повторный цикл расчета, использующий данные, полученные в цикле моделирования. При этом по рассчитанной ранее траектории инструмента на последующем обороте производится вычисление параметра  $t_1$  при решении уравнения

$$[M_c(\tau)\Phi_{и}K'(t_1)]_{3 \times 1} - [M_c(\tau_a)\Phi_{и}K'(t_{a2})]_{3 \times 1} = 0, \quad (14)$$

где  $\tau_a$  – системное время, определяющее положение режущей кромки на последующем обороте заготовки,  $t_{a2}$  – параметр, соответствующий положению точки пересечения с образующей поверхности резания на последующем обороте заготовки.

После определения координат точек пересечения необходимо решить вопрос о том, какой участок образующей линии режущей кромки будет оставлен на обработанной поверхности. Используется следующий алгоритм отсечения. В найденных точках пересечения  $t_0 - t_3$  рассчитываются касательные векторы к режущей кромке, а также нормали к поверхности заготовки или поверхности резания. При этом направления векторов нормали выбираются на внешнюю сторону заготовки, нормали к поверхности

резания – в тело инструмента. Для каждой точки находятся скалярные произведения нормированных касательных векторов  $\|\bar{K}_n(t, \tau)\|_{3 \times 1}$  и нормалей к поверхности заготовки  $\|\bar{W}_n(u, w)\|_{3 \times 1}$ , либо  $\|\bar{R}_n(t, \tau)\|_{3 \times 1}$ . Скалярное произведение векторов определяет косинус угла между ними. Нулевое значение данного произведения означает касательность режущей кромки и поверхности. Положительные и отрицательные значения произведения определяют признаки пересечения для «входа» и «выхода» режущей кромки

$$q = \begin{bmatrix} \operatorname{sgn} \left( \|\bar{K}_n(t_0, \tau)\|_{3 \times 1} \cdot \|\bar{W}_n(u, w)\|_{3 \times 1} \right) \\ \operatorname{sgn} \left( \|\bar{K}_n(t_1, \tau)\|_{3 \times 1} \cdot \|\bar{R}_n(t, \tau_r)\|_{3 \times 1} \right) \\ \operatorname{sgn} \left( \|\bar{K}_n(t_2, \tau)\|_{3 \times 1} \cdot \|\bar{R}_n(t, \tau_r)\|_{3 \times 1} \right) \\ \operatorname{sgn} \left( \|\bar{K}_n(t_3, \tau)\|_{3 \times 1} \cdot \|\bar{W}_n(u, w)\|_{3 \times 1} \right) \end{bmatrix} \quad (15)$$

Значения векторов параметра  $t$  и признаков пересечения  $q$  объединяются в таблицу

$$T_{iq} = [t \quad q]. \quad (16)$$

Производится сортировка строк таблицы по возрастанию значения параметра  $t$ , расположенного в первом столбце

$$T_{iq}^s = \operatorname{sort}(T_{iq}, 1). \quad (17)$$

Последовательное расположение строк, имеющих одинаковые знаки признаков пересечения, определяет последовательное снятие слоев материала с поверхности заготовки. Отсечение производится при выполнении следующих условий. Полностью будут удалены образующие, соответствующие строкам таблицы для которых выполняется условие

$$t_1 \geq t_i. \quad (18)$$

Отсекаться будут кривые, расположенные за пределами отрезков, ограниченных точками, в которых признак пересечения  $q$  меняет знак.

В качестве примера рассмотрим работу алгоритма на участке врезания резца в заготовку (рис. 5).

Первоначально при врезании инструмента в заготовку (рис. 5 а) точка  $t_1$  может оказаться имеющей наибольшее значение параметра  $t$ . Поэтому данная образующая при построении модели шероховатой поверхности будет удалена на следующем обороте. Однако, если необходимо будет моделировать след инструмента на первом рабочем обороте заготовки, когда точка  $t_1$  еще не существует, то образующей обработанной поверхности будет отрезок кривой между точками  $t_0$  и  $t_3$ . При дальнейшем врезании будет уменьшаться значение параметра в точке  $t_1$  и отсечение отрезка образующей будет производиться в точках  $t_1$  и  $t_3$ . (рис. 5 б)

Модель геометрического образа обработанной заготовки, построенная по предложенному алгоритму, показана на рис. 6.

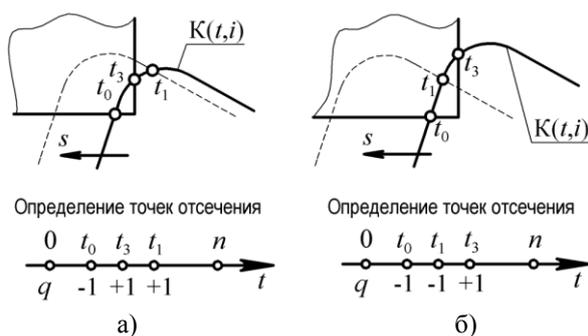


Рис. 5. Точки отсечения при моделировании врезания в заготовку

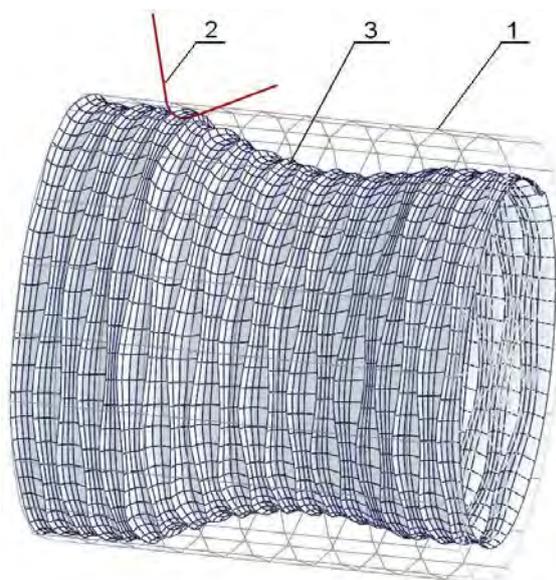


Рис. 6. Визуализация модели геометрического образа обработанной поверхности заготовки:  
1 – каркасное представление поверхности заготовки;  
2 – отображение положения режущей кромки при обработке;  
3 – обработанная поверхность

Моделирование пластической деформации вершин гребешков шероховатости может быть произведено при проведении матричного преобразования, деформирующего образующую поверхности резания, задающую сторону гребешка шероховатости, сформированную на предыдущем обороте.

#### Обсуждение результатов. Выводы по работе

Основная трудность в реализации алгоритмов заключается в поиске точек пересечения режущей кромки с поверхностью заготовки и поверхностью резания. Это объясняется наличием нескольких точек пересечения режущей кромки с поверхностью заготовки и поверхностью резания. При их близком расположении может быть найдена одна и та же точка, что приводит к необходимости тщательного задания начальных значений.

В настоящее время для нахождения точек пересечения поверхностей используется алгоритм Ньютона-Рафсона, способный за один цикл вычислений находить только одну точку в заданной области. При близком расположении точек пересечения,

например, при врезании инструмента в заготовку при поиске может быть найдена одна и та же точка, что приводит к необходимости тщательного задания начальных значений. Это ограничивает возможности алгоритма и затрудняет его практическое использование. Для практической реализации предложенного метода необходима разработка алгоритма, позволяющего отыскивать множества точек пересечения линии и поверхности. Такой возможностью, например, обладает метод продолжения решения по параметру.

Предложенный алгоритм построения модели геометрического образа микрогеометрии поверхности заготовки может использоваться при моделировании процесса течения поверхностей вращения с криволинейной образующей с учетом сложного движения инструмента за счет вибраций в упругой технологической системе.

1. Инженерия поверхности деталей/ Колл. авт.; под. ред. А. Г. Сулова. М.: Машиностроение. 2008. – 320 с.
2. Михрютин, В. В. Методология построения комплексной системно-аналитической модели процессов резания// Вестник РГАТА имени П.А. Соловьева, – Рыбинск: РГАТА, № 1 (16), 2010. с. 39 – 46.
3. Михрютин В. В. Разработка модели геометрического образа режущего инструмента// Справочник. Инженерный журнал. 2006, № 1. С. 31 – 34.
4. Михрютин В. В. Построение математических моделей рабочих кромок лезвий режущих инструментов// Вестник Рыбинской государственной авиационной технологической академии имени П. А. Соловьева. № 3(18) 2010. С. 158 – 166.
5. Михрютин В. В. Методика решения прямой задачи о положениях инструмента и рабочих органов технологического оборудования в пространстве. Справочник. Инженерный журнал. 2009 № 4 С. 33 – 40.

## ПЕРСПЕКТИВЫ МЕТОДА ЭЭХО ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ ОХЛАЖДАЕМЫХ ОТВЕРСТИЙ В ЛОПАТКАХ ГТД

Морозов В.В., Мухаметов Г. С.

ФГУП «НПЦ газотурбостроения «Салют», г. Москва, Россия, niidmorozov@mail.ru

Коэффициент полезного действия газовой турбины и тяга развиваемая двигателем прямо пропорциональны температуре газов, выходящих из камеры сгорания ГТД и обтекающих кромки лопаток.

Одним из методов повышения температуры газа перед турбиной является способ пленочного охлаждения лопаток, т.е. создание воздушной пленки на наружной поверхности лопаток. Пленку получают, пропуская из внутренней полости лопатки воздух через систему отверстий малого диаметра.

Получить отверстие диаметром 0,4...1,2 мм, ось которого расположена под острым углом к поверхности на материалах, применяемых при изготовлении лопаток турбины механическим путем, практически не возможно.

В большинстве случаев такие отверстия получают электроэрозионным способом. Однако, метод ЭЭО имеет негативную технологическую наследственность – образование термически измененного поверхностного слоя, который содержит поры, микротрещины и большие растягивающие напряжения. Все это существенно снижает эксплуатационные свойства деталей и может привести к обрыву лопаток. Поэтому возникла необходимость поиска таких методов обработки, которые позволят получать отверстия без измененного слоя на их внутренней поверхности.

Были проведены работы по исследованию возможности формообразования охлаждающих отверстий в турбинных лопатках методом ЭЭХО и разработке её технологии. В результате проведенной работы была определена принципиальная возможность получения охлаждающих отверстий методами ЭЭО и ЭХО совмещенными в одной операции. Электроэрозионная составляющая процесса позволяла электроду-инструменту (ЭИ) врезаться в поверхность, а электрохимическая составляющая формировала боковые поверхности отверстия, удаляя при этом остатки слой. Производительность такой комбинированной обработки сопоставима с электроэрозионной обработкой, а в некоторых случаях превосходит её.

Прошивка отверстий осуществляется торцом трубчатого вращающегося электрода-инструмента, через который под большим давлением прокачивается электролит. Электрод, подключен к отрицательному зажиму генератора импульсов, а обрабатываемая деталь к положительному. При подаче напряжения на электроды в межэлектродном промежутке происходит электрохимическая реакция и анодное растворение материала детали направлено преимущественно по вектору подачи электрода. Скорость подачи задается управляющей програм-

мой и регулируется автоматическим регулятором межэлектродного зазора.

Продукты реакции удаляются из межэлектродного промежутка потоком электролита через боковой межэлектродный зазор. Отработанный электролит, загрязненный продуктами эрозии и электрохимии, сливается через отверстие в рабочей камере и трубопровод в промежуточный бак, где проходит очистку и фильтрацию. Из промежуточного бака очищенный и отфильтрованный электролит, насосом низкого давления, перекачивается в расходный бак. Из расходного бака насосом высокого давления через шланг, прошивочную головку и трубчатый электрод электролит прокачивается в зону обработки.

Процесс прошивки отверстия в лопатке можно разделить на три стадии:

1. Врезание электрода под углом к обрабатываемой поверхности. Врезание сопровождается искрением и разбрызгиванием электролита. Здесь преобладают электроэрозионная и микроконтактная составляющие процесса. Чем угол, под которым электрод-инструмент внедряется в поверхность меньше, тем период внедрения больше.

2. Прошивка – здесь, как правило, преобладает электрохимическая составляющая ЭЭХО. Электролит прокачивается через межэлектродный промежуток и фонтанчиком выходит на поверхность.

3. Выход во внутреннюю полость – отверстие ни всегда прошивается по всему диаметру электрода. Сначала образуется небольшой свищ, куда уходит струя электролита. Электролит в межэлектродном промежутке отсутствует, и здесь преобладает микроконтактная составляющая ЭЭХО. Сигналом окончания прошивки служит падение тока до нуля и отсутствие фонтанчика электролита из отверстия.

Выход во внутреннюю полость является наиболее проблемной частью процесса прошивки. Здесь снижается скорость прошивки и может происходить приваривание электрода.

Электроэрозионная составляющая процесса позволяет врезаться в поверхность под углами от 90° до 20°. При соответствующей доработке технологической схемы врезания, возможен выход на еще меньшие углы.

Эксперименты по прошивке отверстий проводились на образцах и лопатках из сплава ЖС-32. В качестве электролита использовался водный раствор 20% NaNO<sub>3</sub>.

Проведенные металлографические и электронно-микроскопические исследования внутренней поверхности отверстий, показали отсутствие на поверхности измененного слоя, после ЭЭХО.

**Выводы:**

1. Процесс обработки охлаждающих отверстий ЭЭХО позволяет повысить качество и эксплуатационные характеристики изготавливаемых лопаток, исключив наличие на поверхности измененного слоя.
2. Необходимо создание специализированного оборудования для процесса ЭЭХО.
3. Для обеспечения нормального выхода инструмента при обработке сквозных отверстий предусмотреть возможность обратной прокачки электролита через лопатку

## ПЕРСПЕКТИВЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДИСКОВ ГТД С ПРИМЕНЕНИЕМ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ РАСКАТКИ НА МОДЕРНИЗИРОВАННОМ СТАНЕ АЛРД-800

Морозов С.В., Бурлаков И.А.

ФГУП «НПЦ газотурбостроения «Салют», Москва, Россия, niidmorozov@mail.ru

Авиационное двигателестроение является крупным потребителем сложнелегированных, в том числе порошковых (гранульных), сталей и жаропрочных сплавов на никелевой и титановой основе, которые трудно поддаются обработке давлением. Поэтому, для формообразования из них заготовок дисков газотурбинных двигателей, в первую очередь 5-го и, в перспективе, 6-го поколения, требуется разработка новых технологических процессов. Перспективными в этом отношении являются ротационные методы обработки давлением, которые существенно снижают силы деформации, затраты на технологическую подготовку производства и позволяют получать детали сложной пространственной формы и существенно повышают коэффициент использования металла.

Особые надежды возлагаются на процесс изотермической раскатки заготовок деталей типа диски ГТД как из монолитного металла, так и из порошков. Порошковые заготовки, подвергнутые горячему изостатическому прессованию и квази-изотермической осадке с последующей изотермической раскаткой, позволяют избежать основной недостаток монолитных заготовок – наследственную анизотропию свойств и неоднородный химический состав.

Раскатка дисков на линии АЛРД-800 является однопереходным процессом. Необходимую форму диск приобретает в процессе вращения вокруг собственной оси под воздействием инструмента - приводных консольных роликов, перемещающихся в радиальном и осевом направлениях относительно заготовки и образующих в каждый момент калибр заданного профиля (рис.1).

Процесс формообразования заготовок характеризуется высокой неоднородностью деформации, которая составляет - в ступице – от 25 до 40 %, в ободке – от 20 до 50 % и в полотно – до 80 %. Это в существенной степени определяет особенности конструкции стана.

Линия состоит из следующих основных узлов: станины, левой и правой раскатной кареток, шпинделей с приводом, гидроцилиндрами зажима заготовок, загрузочного устройства, насосной станции, нагревательных печей, системы управления и электрооборудования.

Кинематическая схема стана состоит из отдельных кинематических цепей, связанных с раскатными роликами и заготовкой и обеспечивающих им требуемые перемещения и технологические силы. Зажим заготовки осуществляется

шпинделями, имеющими возможность перемещаться в осевом направлении от гидроцилиндров с силой до 450 кН.

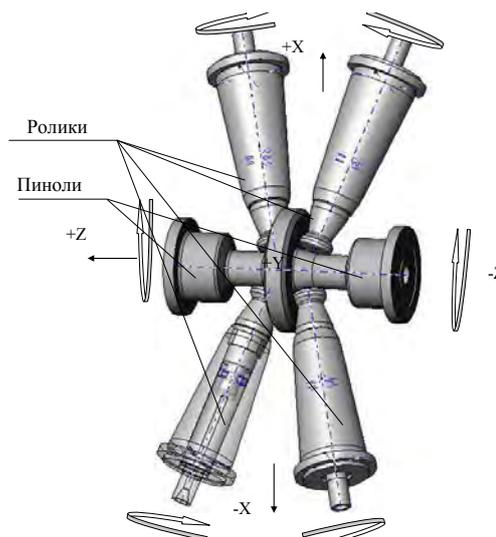


Рис. 1. Схема изотермической раскатки

Управление процессом раскатки, включая процессы загрузки и выгрузки заготовок, осуществляется программируемой системой. Раскаткой в изотермических условиях можно изготавливать различные диски за счет варьирования размерами и формой исходных заготовок и инструмента, а также программой рабочих перемещений инструмента (роликов).

Проведенные исследования по изотермической раскатке, позволяют сделать вывод о том, что разработанные технологические процессы формообразования локальной деформирующей нагрузкой тяжело нагруженных деталей газотурбинных двигателей из жаропрочных труднодеформируемых сплавов позволяют существенно повысить ресурс и надежность заготовок рассматриваемых деталей. Накопленный опыт изотермической раскатки заготовок дисков из титановых сплавов ВТ9, ВТ18У, ВТ25, никелевого сплава ЭП742 и гранульного материала ЭП741НП, с учетом возможности прогнозирования свойств в готовом изделии на базе экспериментальных данных механических испытаний и найденных зависимостей влияния режимов раскатки, дает возможность определения направления дальнейших работ по совершенствованию данного технологического процесса.

## ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО - ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И ОЦЕНКА ВЫНОСЛИВОСТИ СТАБИЛИЗАТОРОВ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ (СВП)

Москвитин Г.В., Балашова А.В.

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [GVMoskvitin@yandex.ru](mailto:GVMoskvitin@yandex.ru)

В работе выполнены численные исследования напряженно - деформированного состояния новой перспективной конструкции стабилизатора волновых процессов. Для гашения высоких частот (свыше 1кГц) и стабилизации колебаний в трубопроводных системах высокого давления разработан стабилизатор, в котором упругие камеры, расположенные в потоке жидкости, заполнены наполнителем с большими демпфирующими свойствами [1,2]. Высокая эффективность гашения колебаний давления может быть достигнута только при распределенном по длине воздействии на пульсирующий поток, которое конструктивно обеспечивается путем сборки стабилизатора из типовых секций (рис.1).

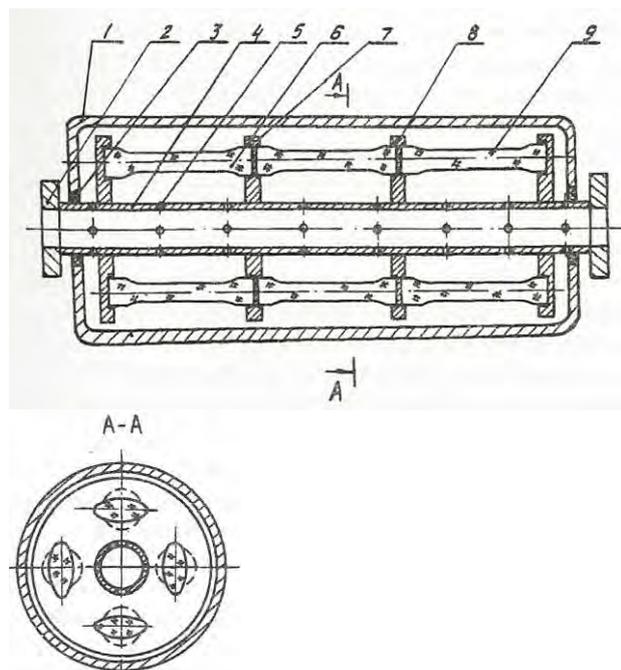


Рисунок 1 Стабилизатор волновых процессов с секционированием упругих камер с внешним нагружением: 1 – кожух, 2 – соединительный патрубок, 3 – уплотнительные кольца, 4 – центральный трубопровод, 5 – перфорированные отверстия, 6 – демпфирующие элементы (упругие трубы эллиптического поперечного сечения), 7 – жесткие кольца, в которых закреплены круглые концы упругих камер, 8 – уплотнительные прокладки, 9 – упругодемпфирующий материал (полиуретан).

Разработаны конечно-элементные модели (рис.2,3) для численного исследования с использованием программного комплекса ANSYS и оценки напряженно-деформированного состояния основного упругого демпфирующего элемента стабилизатора - эллиптической трубки с наполнителем,

нагруженной внешним давлением [3,4]. Имеются возможности варьировать геометрические параметры, условия закрепления, характеристики материала упругой камеры и потока жидкости, демпфирование, а также задавать произвольную зависимость изменения величины внешнего давления от времени.



Рисунок 2 Конечно-элементная модель упругой камеры стабилизатора волновых процессов с постоянным внешним нагружением: 1 – стальная упругая камера, 2 – полиуретановый наполнитель (показана ¼ сечения и половина длины камеры)

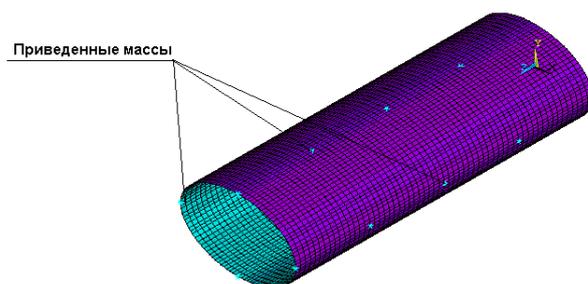


Рисунок 3 Конечно-элементная модель упругой камеры стабилизатора волновых процессов с внешним нагружением, переменным по времени (показана половина трубки).

**Исходные данные.** Трубка из стали 30ХГСА имеет толщину  $\delta = 2,1 \cdot 10^{-3}$  м, длину  $L = 0,28$  м; размеры малой и большой полуосей поперечного сечения равны  $a = 3,21 \cdot 10^{-2}$  м и  $b = 5,11 \cdot 10^{-2}$  м, соответственно. Характеристики стали 30ХГСА: плотность  $\rho_{ст} = 7850$  кг/м<sup>3</sup>, модуль упругости  $E_{упр} = 2 \cdot 10^5$  МПа, предел прочности  $R_m^T = 1700$  МПа, предел упругости  $R_{p0,2}^T = 1570$  МПа, предел вы-

носливости  $R_{-1}^T = 696$  МПа. Характеристики полиуретана: плотность  $\rho_{\text{пол}} = 1200$  кг/м<sup>3</sup>,  $E_{\text{наполн}} = 10,8$  МПа.

При нормальном режиме эксплуатации на эллиптическую трубку действует наружное давление от нефтепродукта 80 атм = 8 МПа. Давление от работы поршневого насоса изменяется по гармоническому закону с частотой  $\omega_0 = 98,5$  гц и амплитудой  $A=10,3$  атм.

На первом этапе исследования рассмотрен нормальный режим эксплуатации при постоянном давлении жидкости. Определены наиболее нагруженные участки в упругой камере и наполнителе, а также получены количественные оценки параметров напряженно - деформированного состояния в опасных областях. Показано, что напряжения, возникающие в упругой камере и наполнителе при нормальном режиме эксплуатации, не превышают допустимых величин напряжений и удовлетворяют требованиям норм

На втором этапе для упругой камеры с вышеуказанными параметрами определены собственные частоты и формы колебаний, получены амплитудно-частотные характеристики. На рис. 4 представлена амплитудно - частотная характеристика изменения максимальных эквивалентных амплитудных напряжений в интервале частот 1700÷2200 гц, при амплитуде изменения давления 10,3 атм. В наиболее нагруженном сечении (в середине трубки) максимальные эквивалентные амплитудные напряжения достигают величины 380 МПа при частоте  $\omega_0 = 2019$  гц, которая совпадает с собственной частотой колебаний трубки с наполнителем по первой оболочечной форме. Постоянный коэффициент демпфирования принят равным 0,2.

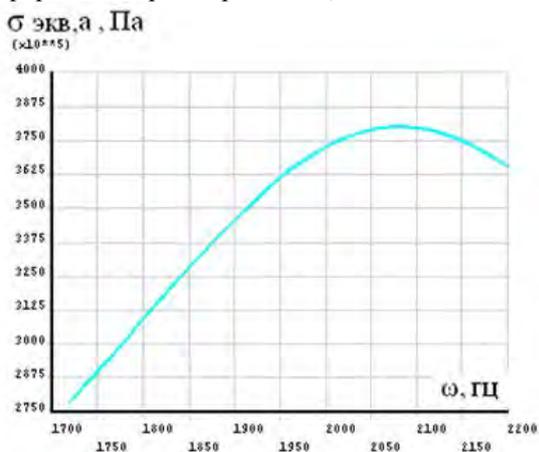


Рисунок 4 Максимальные эквивалентные амплитудные напряжения в зависимости от частоты вынуждающей силы с учетом демпфирования.

Для случая работы поршневого насоса вычислены деформации и напряжения в упругой камере СВП. На рис. 5 представлено распределение эквивалентных напряжений при постоянном коэффициенте демпфирования 0,2. Проведенные численные

исследования показали, что амплитудные значения эквивалентных напряжений ( $\sigma_{\text{экв}}$ ) по Мизесу не превышают 132 МПа, наиболее нагруженная точка расположена на наружной поверхности в середине оболочки.

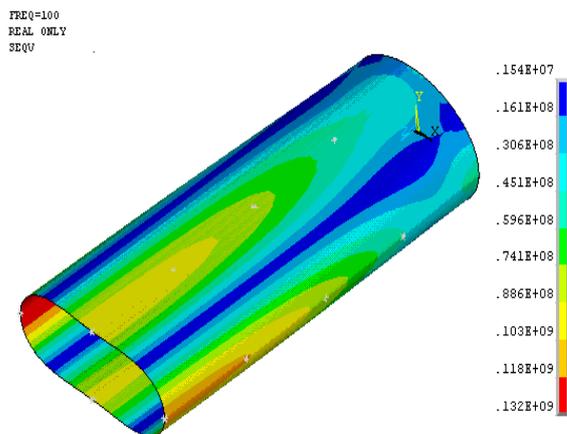


Рисунок 5 Амплитудные значения эквивалентных напряжений ( $\sigma_{\text{экв}}$ ) по Мизесу, Па в упругой камере (представлена половина трубки).

Третий этап. Разработана методика расчета на усталостную прочность (выносливость) по значениям вычисленных напряжений в наиболее нагруженных зонах упругой камеры СВП, полученная преобразованием классических формул [5-13].

Коэффициент запаса по выносливости при одноосном напряженном состоянии (растяжение, изгиб)  $n_\sigma$  определяют по формуле [5]

$$n_\sigma = \frac{\sigma_{-1}}{\sigma_{a,ном} K_{\sigma,Д} + \psi_\sigma \sigma_{m,ном}}, \quad (1)$$

где  $\sigma_{a,ном}$ ,  $\sigma_{m,ном}$  - номинальные амплитудное и среднее напряжения цикла;

$\sigma_{-1}$  - предел выносливости материала при симметричном цикле для одноосного напряженного состояния;

$K_{\sigma,Д}$  - эффективный коэффициент концентрации детали;

$\psi_\sigma$  - коэффициент, учитывающий влияние асимметрии цикла. Для сталей

$$\psi_\sigma = 0,02 + 2 \cdot 10^{-4} \sigma_b \quad (2)$$

где  $\sigma_b$  - предел прочности материала;

Показано, что при расчетах на выносливость в случае одноосного напряженного состояния не следует приводить напряжения цикла к эквивалентному напряжению и по нему определять амплитудное и среднее эквивалентные напряжения. Необходимо сначала определить амплитудные и средние напряжения, а затем по ним вычислять значения эквивалентного амплитудного и эквивалентного среднего напряжений. Предложенный

способ расчета может быть использован при расчетах на выносливость, как для одноосного, так и для многоосного напряженного состояния.

Расчет проводится в следующей последовательности.

1. Определяются расчетные значения главных напряжений в опасной точке от действия постоянного внешнего давления  $\sigma_{m,1}$ ,  $\sigma_{m,2}$ ,  $\sigma_{m,3}$ .

2. Вычисляются значения главных напряжений  $\sigma_{a,1}$ ,  $\sigma_{a,2}$ ,  $\sigma_{a,3}$  от действия переменных нагрузок (от пульсаций давления).

3. Находится  $k = \frac{\sigma_{-l}}{\tau_{-l}}$  - значение отношения пределов выносливости при одноосном напряженном состоянии ( $\sigma_{-l}$ ) и чистом сдвиге ( $\tau_{-l}$ )

4. Вычисляются значения эквивалентных напряжений. Амплитудное и среднее значения эквивалентных напряжений  $\sigma_{eq,a}$  и  $\sigma_{eq,m}$  вычисляются либо по критерию Сен-Венана,

$$\sigma_{eq,a} = \sigma_{1a} - (k-1)\sigma_{3a} \quad (3)$$

$$\sigma_{eq,m} = [\sigma_{1m} - (k-1)\sigma_{3m}] \text{sign}(\sigma_{1m} + \sigma_{3m}),$$

либо - по критерию Хубера-Мизеса.

$$\sigma_{eq,a} = \sqrt{\sigma_{1a}^2 - (k-1)\sigma_{1a}\sigma_{3a} + (k-1)^2\sigma_{3a}^2} \quad (4)$$

$$\sigma_{eq,m} = \sqrt{\sigma_{1m}^2 - (k-1)\sigma_{1m}\sigma_{3m} + (k-1)^2\sigma_{3m}^2} \times \text{sign}(\sigma_{1m} + \sigma_{3m})$$

5. Определяется  $\psi_\sigma$  согласно зависимости (2).

6. Вычисляется коэффициент запаса  $n_\sigma$  по формуле

$$n_\sigma = \frac{\sigma_{-l}}{\sigma_{eq,a} K_{\sigma,Д} + \psi_\sigma \sigma_{eq,m}} \quad (5)$$

с учетом найденного значения  $\psi_\sigma$  и при использовании  $\sigma_{eq,a}$  и  $\sigma_{eq,m}$ , найденных согласно зависимостям (3).

7. Вычисляется коэффициент запаса  $n_\sigma$  по формуле (5) с учетом  $\sigma_{eq,a}$  и  $\sigma_{eq,m}$ , вычисленных по формулам (4).

8. Определяется коэффициент запаса  $n_\sigma$  по формуле (1), в которой используются только наибольшие значения нормальных напряжений.

За расчетный коэффициент запаса по выносливости принимается наименьшее из трех вы-

численных значений  $n_\sigma$ .

По предложенной методике получена расчетная оценка запаса по выносливости при регулярном нагружении упругой камеры СВП с учетом различного демпфирования (рис.6).

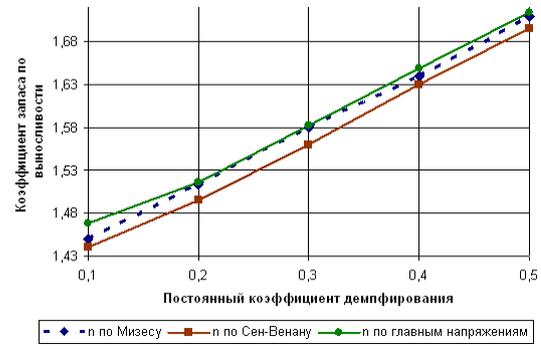


Рисунок 6 Коэффициенты запаса по выносливости упругой камеры СВП.

Работа выполнена в рамках проекта 9 Программы фундаментальных исследований ОЭММУ №15 «Фундаментальные проблемы создания волновых и вибрационных машин и технологий» в 2013г.

1. Ганиев Р.Ф., Украинский Л.Е. Нелинейная волновая механика и технологии. – М.: Научно-издательский центр «Регулярная и хаотическая динамика», 2008. - 712с.
2. Ганиев Р.Ф., Низамов Х.Н., Дербуков Е.И. Волновая стабилизация и предупреждение аварий на трубопроводах – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 1996. - 260с.
3. Москвитин Г.В., Балашова А.В. Некоторые результаты численного исследования напряженно-деформированного состояния стабилизаторов волновых процессов. // XX международный семинар «Технологические проблемы прочности», Подольск, 2013. С.103-110.
4. Программный комплекс ANSYS, версия 13, лицензия № 660578.
5. Кагаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. Справочник. – М.: Машиностроение, 1985. - 224 с.
6. Воробьев А.З., Олькин Б.И., Стебенев В.Н. Сопротивление усталости элементов конструкций. – М.: Машиностроение, 1990. - 239 с.
7. Atzori B., Berto F., Lazzarin P., Quaresimin M. Multiaxial fatigue behaviour of a severely notched carbon steel // International Journal of Fatigue, 2006. Vol. 28. P. 485-493.
8. Shang De-guang, Sun Guo-Qin, Deng Jing, Yan Chu-Liang, Multiaxial fatigue damage parameter and life prediction for medium-carbon steel based on the critical plane approach // International Journal of Fatigue, 2007. Vol. 29. P. 2200-2207.
9. Brighenti Roberto, Carpinteri Andrea, A notch multiaxial-fatigue approach based on damage mechanics // International Journal of Fatigue, 2012. Vol. 39. P. 122-133.
10. Vu Q.H., Halm D., Nadot Y. Multiaxial fatigue criterion for complex loading based on stress invariants // International Journal of Fatigue, 2010. Vol. 32. Issue 7. P. 1004-1014.
11. Zenner H., Heidenreich R. Fatigue behaviour under multiaxial stress // Review of investigations on Aeronautical Fatigue in the Federal Republic of Germany / Ed. by O. Buxbaum, D.Schutz, 1979. P. 52-54.
12. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение: Пер. с англ. – М.: Мир, 1984. - 624 с.
13. Ширшов А.А. Об определении коэффициента запаса по усталостной прочности при регулярном нагружении // Известия высших учебных заведений. Машиностроение, 2013. № 8. С. 35-39.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ УСТАЛОСТНОЙ ЖИВУЧЕСТИ НИЗКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ

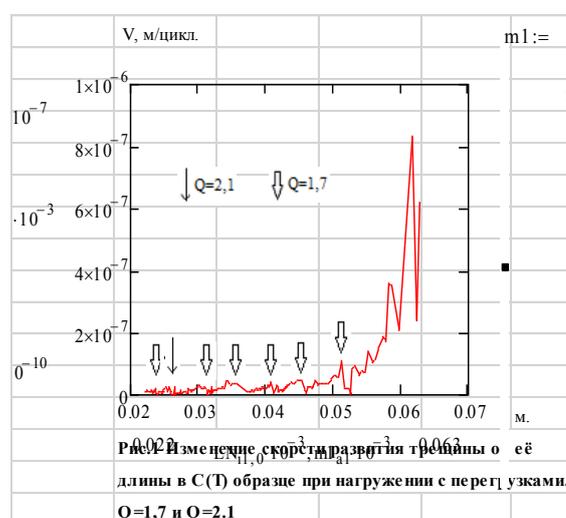
Г.В. Москвитин, С.Г. Лебединский, М.С. Пугачёв

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [Slebedinski@Yandex.ru](mailto:Slebedinski@Yandex.ru)

Прогнозирование ресурса металлоконструкций по условию усталостной прочности требует определения закономерностей развития усталостных трещин при нерегулярных, типичных для эксплуатации, процессов нагружения. Известно, что кинетические диаграммы усталостного разрушения (КДУР) (ГОСТ 25.506-85) не отражают всей сложности накопления усталостных повреждений даже при сравнительно простых чередованиях выбросов нагрузки (перегрузок) с основным, номинальным, циклическим уровнем нагружения.

В работе приведены результаты расчётно-экспериментального исследования закономерностей развития усталостных трещин в низколегированной литой стали 20ГФЛ. Работа проведена с целью определения стадий накопления повреждений (изменения скорости трещины) по мере её развития при режимах нагружения с явными, наблюдаемыми в эксплуатации, перегрузками. Возможность учёта такой стадийности вытекает из соотношений [1,2], где выделены деформационные компоненты квазистатического повреждения и повреждения от упругой деформации, взаимное влияние которых с ростом трещины изменяется. Исследования проведены на компактных образцах для внецентренного растяжения размера 125x120x10 мм.(ГОСТ 25.506-85), вырезанных из надрессорной балки грузового вагона. Схема вырезки и методика испытаний приведены в [3]. Испытания проведены на электрогидравлическом стенде SHIMADZU (controller 4830) с максимальным усилием 50 kN. Ранее [3] для этого материала и на таких же образцах получена полная КДУР при регулярном циклическом нагружении. В настоящей работе основная нагрузка оставалась с постоянными параметрами цикла:  $P_{max}=15$  kN;  $P_{min}=7$  kN. По мере

роста трещины прикладывались однократные перегрузочные циклы с уровнем перегрузки  $Q=1,73$  ( 6 перегрузок) и  $Q=2,1$  (одна перегрузка) (рис.1), где  $Q=P^{nmax}/P_{max}$ ,  $P^{nmax}$  – максимальное усилие в перегрузочном цикле.



Очередная перегрузка прикладывалась после выхода трещины из области влияния предыдущей перегрузки. То есть, когда скорость трещины от основного уровня нагружения достигала величины скорости на КДУР при соответствующих значениях параметров цикла коэффициента интенсивности напряжений (КИН). Выбор такого чередования и величин нагрузок сделан из рассмотрения типовых эксплуатационных процессов нагружения тележек грузовых вагонов [4]. С целью определения влияния одной и той же, по силе и соотношению с регулярным процессом нагружения, перегрузки на разных стадиях роста трещины.

Из экспериментально полученной зависимости длины трещины  $L$  от числа циклов нагружения  $N$  (1- на рис. 2) можно выделить две области. Первая, где перегрузки оказывают резко выраженный (скачкообразный)

характер замедления роста трещины. Трещина в этом случае не имеет видимого на

поверхности образца роста в течении нескольких сот тысяч циклов. И вторая область начиная с  $K_{max}=27$  МПа√м и  $K_{max}=15,58$  МПа√м, при  $R=0,47$ , где развитие трещины идёт с существенно меньшими задержками, что характеризуется, сравнительно, гладкой функцией  $L(N)$ .

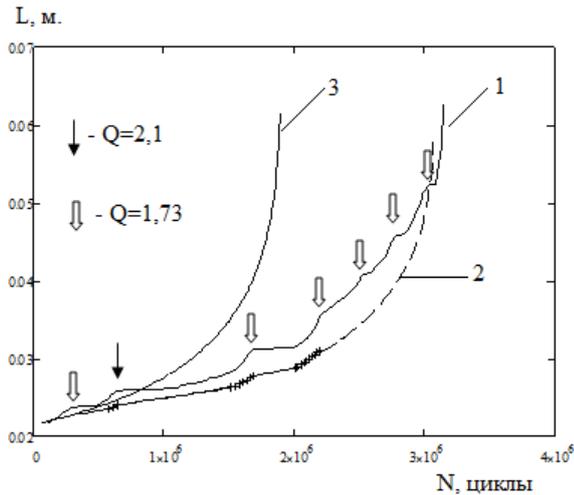


Рис. 2 Зависимость длины трещины  $L$  от числа циклов нагружения  $N$ ; 1- экспериментальная; 2- расчётная, с учётом стадий развития; 3- расчётная, по КДУР без учёта влияния перегрузок.

На рис.3 точками (2) показана экспериментальная зависимость скорости трещины  $V$  от амплитуды КИН,  $\Delta K$  при нагружении с перегрузками и сплошной линией (1) КДУР при  $R=0,5$  для этого сплава.

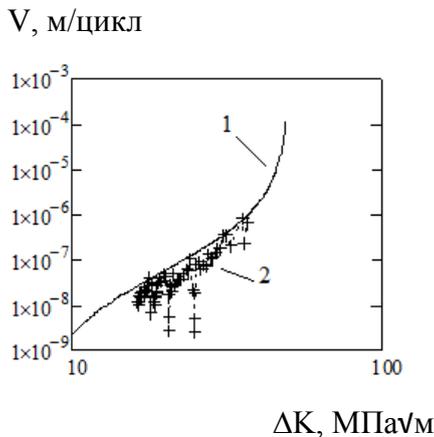


Рис. 3 Диаграмма усталостного разрушения (1) стали 20ГФЛ при  $R=0,5$ ; точки - закономерность изменения скорости при нерегулярном нагружении (2).

Изменение градиента КИН, для выбранного образца и нагрузки основного уровня, в границах рассматриваемого участка длины трещины показано на рис. 4.

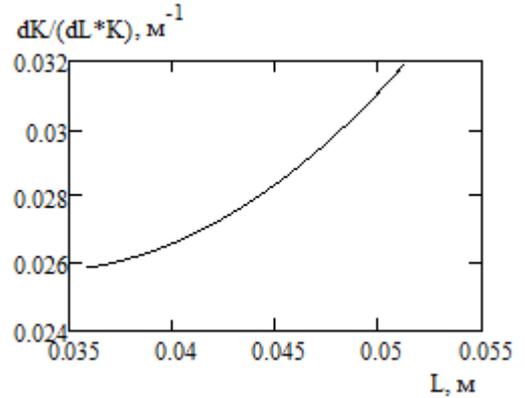


Рис. 4 Изменение градиента КИН на “гладком” участке зависимости  $L(N)$  на рис.2.

Если для точек, соответствующих началу “гладкого” участка зависимости  $L(N) \geq 0,036$ м. (рис.2) определить регрессионное уравнение в виде зависимости Пэриса, она имеет вид:  $V=1,489 \cdot 10^{-10} \cdot (\Delta K)^{4,025}$  (1) (2-на рис. 4) и сравнить её со стандартной КДУР, представленной так же в виде уравнения Пэриса, для того же интервала изменения коэффициента интенсивности напряжений:  $V=3,581 \cdot 10^{-10} \cdot (\Delta K)^{4,038}$  (1-на рис. 5) , то можно видеть, что закономерность развития трещины при процессе нагружения с перегрузками  $Q=1,73$  можно определить по КДУР, корректировкой только параметра «С» в уравнении Пэриса.

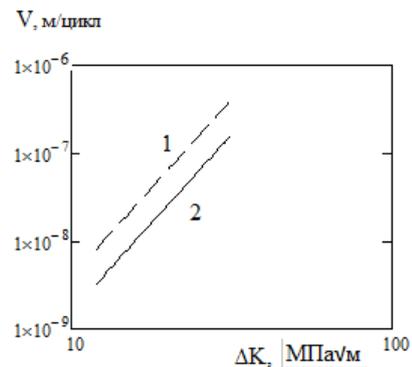


Рис. 5 Диаграммы усталостного разрушения стали 20ГФЛ при регулярном нагружении - (1) и с перегрузками  $Q=1,73$  - (2).

В данном случае он должен быть уменьшен в 2,4 раза. Первая часть зависимости  $L(N)$

со сложным, дискретным характером, может быть промоделирована по методике с использованием результатов тестовых экспериментов [5]. На рис.2 представлены результаты такой расчётно-экспериментальной аппроксимации. Точками на кривой 2 выделены участки, определённые по соответствующей КДУР (1- на рис.3); участок, представленный пунктирной линией получен по уравнению (1) (кривая 2 на рис.4).

### Выводы.

1. Полученные экспериментальные данные показывают значительную чувствительность стали 20ГФЛ к нерегулярности нагружения, которая проявляется в существенном замедлении роста усталостных трещин даже при, сравнительно, небольших перегрузках ( $Q=1,73$ ).
2. В полученной закономерности развития трещины при нерегулярном нагружении наблюдается две стадии развития. Пер-

вая стадия, при  $(1/K) \cdot dK/dL \leq 0,026 \text{ м}^{-1}$ , здесь расчёт требует проведения тестового эксперимента [5]. Моделирование роста трещины на второй стадии, при  $1/K \cdot dK/dL \geq 0,026 \text{ м}^{-1}$  возможно при использовании смещённой КДУР, что существенно упрощает задачу прогнозирования.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (Грант №12-08-01008ф)

1. Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчёты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность. Справочник. М.: Машиностроение. 1985. 224 с.

2. Махутов Н.А., Романов А.Н. Закономерности образования и развития трещин при циклическом нагружении. В кн.: Сопротивление развитию усталостных трещин в металлических сплавах, применяемых на железнодорожном транспорте: Сб. науч. тр. М.: Транспорт, 1984. с.110-120.

3. Москвитин Г.В., Лебединский С.Г. Влияние перегрузок на развитие усталостных трещин в литых деталях железнодорожных конструкций. // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2010. № 5. С. 145-152.

4. Северинова Т.П. Стандартизация спектра нагрузок для моделирования эксплуатации вагонов // Вестник ВНИИЖТ. 1992. № 7. С. 25-31.

5. Когаев В.П., Лебединский С.Г. Развитие усталостных трещин в области влияния перегрузок// Проблемы прочности. 1985. №11. С.35-41.

## НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ НАНЕСЕНИЯ УПРОЧНЯЮЩИХ ПОКРЫТИЙ.

Г.В. Москвитин<sup>1</sup>, Е.М. Биргер<sup>2</sup>, А.Н. Поляков<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [mns@mail.ru](mailto:mns@mail.ru),

<sup>2</sup>Аналитик фирмы «Нанотехнологии»

### Цель.

Цель данной работы - обзор перспективных методов нанесения композиционных упрочняющих и коррозионностойких покрытий, пока не получивших широкого применения в промышленности в силу специфики их современного использования лишь для специфических видов деталей или в отдельных, узких областях.

Отличительной особенностью современного машиностроения является широкое применение методов инженерии поверхности, позволяющих радикально изменять свойства поверхностных слоев конструкционных материалов. Это связано, прежде всего, с тем, что поверхностный слой, как правило, ответственен за обеспечение работоспособности изделия и формирует необходимый уровень эксплуатационных свойств[1]. Огромное значение при разработке новых технологий имеют не только научные достижения и полноценные испытания, но и обмен опытом между различными отраслями промышленности. Так, многие технологии, отработанные в автомобильной промышленности, были успешно внедрены в оружейной и авиакосмической отраслях и т.д.

### Композиционные покрытия.

Композиционные покрытия первого поколения использовали однокомпонентные слои. Среди успешных покрытий были TiC, TiN, CrN, CrC, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, TiAlN, TiCN, DLC, W<sub>2</sub>C, WC/C, MoS<sub>2</sub>, алмаз, мягкие металлы и некоторые полимеры, хотя эксперименты были проведены практически со всеми элементами периодической системы. Композитные покрытия второго поколения включали несколько компонентов и слоев. Многокомпонентные покрытия толщиной несколько десятых долей микрометра изготавливали из периодически повторяющихся структур, включавших в себя ламели двух или более материалов в виде зерен, частиц или волокон. Достоинства таких покрытий, полученных комбинированием нескольких структур и композиций, заключаются в получении сочетания самых разнообразных физических свойств (например, диффузионную непроницаемость и низкий коэффициент трения, высокую коррозионную стойкость и износостойкость и т.д.).

Композитные покрытия третьего поколения могут быть чувствительны к трению, высоким температурам, высоким давлениям и делятся на материалы со сверхрешетками, градиентные и наноструктурные. Покрытия со сверхрешетками (различают металлические, нитридные, карбидные,

оксидные и смешанные – карбидно/нитридные или металло/оксидные сверхрешетки) являются наноразмерными многослойными, составленными из двух типов чередующихся слоев в диапазоне толщин 5-50 нм. Основная функция таких структур – существенное повышение твердости, сопротивления трещинообразованию и адгезии, тем самым способствуя повышению износостойкости. К четвертому поколению композиционных покрытий относят адаптивные («умные») покрытия, которые имеют свойство менять свои характеристики под влиянием изменяющихся требований окружающей среды, в частности, температуры, контактных давлений, и т.д. Например, на сегодня не известно ни одного самосмазывающегося материала, который мог бы продемонстрировать стабильные свойства смазки в диапазоне температур от комнатной до 800°C. Однако, недавно разработана структура, послойно комбинирующая низко- и высокотемпературные лубриканты, такие как, CaF<sub>2</sub> и WS<sub>2</sub>, которые взаимодействуют с образованием соединения CaSO<sub>4</sub>, обладающего желаемыми трибологическими свойствами.

### Некоторые перспективные технологии нанесения композиционных покрытий

#### Карбосилицирование.

Подобно другим высокотвердым керамическим материалам (оксид алюминия и карбид бора), карбид кремния способен выдерживать экстремальные температуры. Тем не менее, ни один из этих проектов не привел к промышленному производству, в основном из-за низкой сопротивляемости ударным нагрузкам и низкой вязкости разрушения карбида кремния[2]. На сегодня карбид кремния применяется в основном как наполнитель матриц определенных металлов, наиболее популярным из которых является никель.

Одной из перспективных разработок композиций на основе никеля с карбидом кремния является электролитическое гидрофобное покрытие никасил (nikasil), разработанное для компонентов автомобильных двигателей, преимущественно, гильз цилиндров. Это позволило существенно повысить ресурс двигателей[3].

#### Магнетронное напыление

Особый интерес к этой технологии вызывает предполагаемая возможность нанесения покрытий на внутренние цилиндрические поверхности, например, оружейных стволов.

Способы магнетронного напыления очень быстро развивались в 80-е и 90-е годы и стали основой одной из важных промышленных технологий [4].

### **Детонационная наплавка и напыление.**

Благодаря некоторым важным свойствам, напыление, полученное направленным взрывом, получила определенное промышленное развитие. При направленном взрыве существует возможность осуществления связи совершенно разнородных материалов и образование покрытий с высокой адгезией[5].

### **Нанесение покрытий на внутренние поверхности методом подвижной плазмы**

Суть метода напыления со вспомогательной подвижной плазмой заключается в создании плазменной дуги вокруг электрода, расположенного по центру и оси цилиндра. Используя регулируемое электромагнитное поле, плазме придают вращательно-поступательное движение вокруг и вдоль электрода, материал которого используется для разбрызгивания покрытия на внутренних стенках коаксиального ствола (рис.1). Экспериментальная система схематично представлена на рис.1. Здесь плазменная дуга формируется между центральным катодом (диаметр 10 мм, длина 600 мм), расположенным по оси и сетчатым анодом (длина 450 мм, радиус 10 мм). Подложка, на которую нанесли покрытие, расположена за анодом). Система нуждается в достаточно серьезном вакууме. В последние годы появилось несколько патентов, что показывает быстро возрастающий интерес к данному методу. (см., например[6]).

### **Метод управляемого электромагнитным полем плазменного напыления покрытий (EPVD)**

Суть процесса EPVD заключается в том, что вещество мишени, изготовленной из отражающего материала, например, тантала, вольфрама или их комбинаций, распыляется на внутренней поверхности оси детали в среде инертного газа и в присутствии плазмы, управляемой контролируемым электромагнитным полем. Концепция метода основана на традиционной технологии напыления покрытий (PVD) которую используют для тонких покрытий порядка 10-15 мкм; гибридная технология EPVD, разработанная для нужд оружейной промышленности, позволяет напылять многослойные покрытия толщиной 125-200 мкм, которые требуются для внутренних поверхностей стволов орудий. Согласно данным фирмы Paradigm Shift Technologies имеются разработки для напыления покрытий на внутренние цилиндрические поверхности диаметрами от 6,35 мм до 500 мм (1/4 inch to 20 inches) на длине примерно до 13 м (40 feet). См. сайт: (<http://www.paradigmshift.com/index.php/about-us/what-we-do>).

### **Импульсное лазерное напыление**

Процесс импульсного лазерного напыления (осаждения покрытий) - ИЛН (Pulse Laser Deposition – PLD) заключается в облучении мощным лазерным импульсом мишени с подобранным составом

материала; материал под воздействием излучения испаряется и распространяясь в сторону от мишени, осажается на поверхности объекта. Такой процесс может быть осуществлен в вакууме или в среде газа, например, кислорода, который часто используется в процессах осаждения оксидов для полного насыщения кислородом осажденных покрытий. В качестве образцов современных тонких покрытий, напыленных методами ИЛН можно привести следующие: антиизносные алмазоподобные углеродные пористые покрытия и карбид-вольфрамовые покрытия, применимые для защиты поверхностей[7]. Таким образом, теоретически метод ИЛН позволяет наносить на деталь покрытия практически любого химического состава и физических свойств, что важно при исследовании тонкослойных покрытий разного назначения.

### **Напыление покрытий с использованием вспомогательного ионного пучка**

Напыление покрытий со вспомогательным высокоэнергетическим ионным пучком (IBAD или IAD) представляет собой довольно сложный инженерный процесс, сочетающий ионную имплантацию с одновременным напылением материала одним из физических методов вакуумного осаждения. При этом, ионная бомбардировка решает две задачи: до напыления - очистки поверхности; во время напыления – контроля и модификации параметров покрытия. Эта технология (группа технологий) является одной из очень немногих, позволяющих наносить слои с плавно изменяющимися свойствами по толщине. Применение методов IBAD позволяет получать слои с исключительно высоким сцеплением [8].

### **Плазменное электролитическое оксидирование**

Новый и экологически чистый процесс плазменного электролитического оксидирования разработан и запатентован фирмой Keronite Ltd. (<http://www.keronite.com/>). Процесс заключается в плазменной обработке поверхности легких металлов, таких, как алюминий, магний, титан с образованием исключительно твердой и плотной оксидной керамики с выдающимися износными и коррозионными свойствами. Такие преобразования позволяют заменить ответственные стальные детали на алюминиевые, магниевые или титановые со значительным выигрышем по весу. Исследования показали, что Keronite (Керонайт) – процесс является кандидатом на замену существующей технологии электролитического хромирования, с ее побочным экологически грязным шестивалентным хромом. Разработчики предполагают, что Керонайт – процесс может заменить многие традиционные технологии.

### **Газодинамическое напыление (Gas Dynamic Cold Spray)**

Газодинамическое напыление порошковых материалов представляет собой высокопроизводительный способ нанесения покрытий, в

котором нерасплавленные частицы (обычно диаметром 1-50 мкм) разгоняются струей расширяющегося газа до скоростей в 2÷3 раза превышающих скорость звука (при истечении из сверхзвукового сопла) и через сопло направляются на подложку. Метод холодного газодинамического напыления позволяет получать покрытия из большинства металлов и сплавов (Al, Zn, Cu, Fe, Ti, V, Co, Ni, Sn и др.) на различных изделиях из металлов и диэлектриков. Характерные технологические значения адгезии составляют 30÷80 МПа, толщины слоя 10÷104 мкм, коэффициента использования порошка 50÷80%, уровня шума установки 70÷90 dB. Важными преимуществами холодного газодинамического напыления являются возможность получения покрытий со свойствами, близкими к свойствам материала исходных частиц, возможность получения композиционных покрытий из механической смеси порошков, значительно различающихся по физико-механическим свойствам, отсутствие значительного термического воздействия на напыляемое изделие.

#### **Заключение**

Инженерия поверхности является ключевой технологией, обеспечивающей развитие базовых отраслей промышленности. Все большее внимание специалистов привлекают нетрадиционные высокие технологии, которые обладают совокупностью основных признаков - наукоемкость, системность, физическое и математическое моделирование с

целью структурно-параметрической оптимизации, экологическая чистота, компьютерная технологическая среда, автоматизация всех этапов разработки и реализации при соответствующем технологическом и кадровом обеспечении.

1. Е.М. Биргер, Г.В. Москвитин, А.Н.Поляков. Современные методы нанесения упрочняющих покрытий. Сварочное Производство, 2012
2. David W. Richerson. Ceramics for turbine engines. Mechanical Engineering (<http://www.unipass.com/predictionprobe/Industry%20News/Ceramics%20for%20turbine%20engines.htm>).
3. S. Alexander. Suzuki V-Strom 650, Mar. 21, 2004. www.Motorcycle.org. <http://www.motorcycle.com/manufacture/suzuki/suzuki-vstrom-650-17909.html>.
4. P.J. Kelly, R.D. Arnell. Magnetron sputtering: a review of recent developments and applications, Vacuum, 2000, V. 56 Pp. 159 – 172.
5. William S. de Rosset and Michael J. Audino. Advanced Gun Barrel Materials and Manufacturing Technology Symposium - Overview and Perspective. Materials and Manufacturing Processes, 21: 571–572, 2006; DOI: 10.1080/10426910600611151.
6. Brian L. Bures et al. Coaxial plasma arc vapor deposition apparatus and method. US Patent number: 8038858, Filing date: Nov 7, 2005, Issue date: Oct 18, 2011, Application number: 11/268,167.
7. Ohnishi, T., Shibuya, K., Yamamoto, T., Lippmaa, M. (2008). "Defects and transport in complex oxide thin films". Journal of Applied Physics 103 (10): 103703.
8. Zhang Jian, et al. Performance of Arc-ion Plating Ti(0.7)Al(0.3)N Coatings on PCrNi3MoVA Steel. Acta Armamentarii, 2011-06.

## ЭХО-ИМПУЛЬСНАЯ ДИАГНОСТИКА СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК

Е.А. Мотова, Н.Е. Никитина, Тарасенко Ю.П.

Институт проблем машиностроения РАН, Н. Новгород, Россия; [motik-1@mail.ru](mailto:motik-1@mail.ru)

### Цель

Целью работы является изучение возможностей применения эхо-метода ультразвукового контроля деталей сложной формы, на примере компрессорных лопаток из нержавеющей жаропрочной стали 14X17H2Ш (сплав ЭИ961), после эксплуатации в течение установленного срока и после восстановления, включающего термическую обработку.

### Материалы и методы

Акустические методы неразрушающего контроля хорошо зарекомендовали себя при обнаружении дефектов в конструкционных материалах и пока не очень широко используются для изучения изменений в структуре материала, происходящих при его изготовлении и различных видах обработки. Акустический метод исследования заключается, в основном, в измерении важнейших информативных характеристик (скорости распространения и затухание упругих волн в материале) и анализе экспериментально полученных зависимостей. Наиболее распространенным в практике ультразвукового контроля изделий различного назначения можно считать эхо-импульсный метод. Около 90% объектов, контролируемых акустическими методами, проверяют эхо-методом [1].

Большой информативностью при исследовании твердых тел обладают сдвиговые волны. В случае возникновения напряжения или пластической деформации вдоль определенного направления скорости сдвиговых волн, поляризованных вдоль и поперек него, меняются по-разному. Величиной, характеризующей это различие, является параметр акустической анизотропии – относительная разница скоростей сдвиговых волн взаимно-перпендикулярной поляризации.

В докладе приведены результаты измерения параметра акустической анизотропии и затухания сдвиговых волн в материале лопаток турбокомпрессора высокого давления из жаропрочной нержавеющей стали, в состоянии после эксплуатации и после термической обработки. Термообработка проведена для нормализации структуры материала перед нанесением упрочняющего покрытия. Эти операции применяются при ремонте дорогостоящих частей компрессоров и двигателей с целью увеличения срока их служб.

Нами исследованы две серии лопаток, отработавших установленный срок, и те же лопатки, подвергшиеся восстановительной термической обработке. Первая серия состоит из трех лопаток шестой ступени после эксплуатации, обозначенных нами 6.1, 6.2, 6.3, и этих же лопаток после восстановительной термообра-

ботки. Вторая серия – из трех лопаток восьмой ступени, обозначенных 8.1, 8.2, 8.3, и этих же лопаток после восстановления. Всего исследовано двенадцать рабочих лопаток турбокомпрессора.

Ультразвуковой контроль материала рабочих лопаток проведен с использованием акустической установки для измерения временных интервалов, подробно описанной в работе [2] и книге [3]. Экспериментальная установка состоит из серийных и оригинальных блоков и специально разработанных пьезоэлектрических датчиков.

Акустический стенд предназначен для прецизионного измерения временных интервалов, характеризующих распространение и искажение импульсов упругих волн в твердых телах, а также для оценки уменьшения амплитуды импульсов ультразвуковых волн при их распространении в материале. В его состав входят пьезоэлектрические преобразователи оригинальной конструкции, для возбуждения и приема импульсов продольных и сдвиговых волн ультразвуковой частоты с плавной огибающей (известных в теории распространения волн как «радиоимпульсы»).

Контролю подвергалась средняя часть вблизи основания пера лопатки. Распространение сдвиговых волн – по нормали к поверхности лопатки, поляризация волны – вдоль оси лопатки, поляризация волны – поперек оси лопатки.

Исследованные лопатки имеют толщину менее 5 мм, что создает дополнительные трудности для применения ультразвукового эхо-метода, ввиду невозможности обеспечить разрешение эхо-импульсов между собой. В результате пробных экспериментов удалось обеспечить разрешение импульсов сдвиговых волн с основной частотой 9 МГц. Акустические измерения для продольных волн провести не удалось, так как время их распространения вдоль толщины материала почти в два раза меньше, чем у сдвиговых, и разрешения импульсов достичь не удается.

Для каждой серии испытуемых деталей проведены следующие акустические измерения: прецизионные измерения задержек импульсов сдвиговых волн взаимно-перпендикулярной поляризации; измерения ослабления амплитуды импульсов сдвиговых волн в материале лопатки.

Погрешность измерения величины задержки импульса в детали с использованием указанной ультразвуковой установки составила 0,01 мкс. «Видимость» при измерениях времени распространения упругих волн составляла 3-4 эхо-импульса, то есть база измерений задержек, как правило, не превышала 7-9 мкс.

По результатам измерений задержек импульсов сдвиговых волн вычислены параметры акустической анизотропии материала лопаток

$$a = \frac{t_2 - t_1}{t_{cp}} \cdot 100\%$$

где  $t_1$  - задержка импульса сдвиговой волны, поляризованной вдоль оси лопатки;  $t_2$  - задержка импульса сдвиговой волны, поляризованной поперек оси лопатки. При видимых четырех отраженных импульсах погрешность определения величины  $a_0$  составит  $0,02/9=0,2\%$ , при трех эхо-импульсах -  $0,02/7=0,3\%$ , при двух эхо-импульсах  $0,02/5=0,4\%$ .

Обычно, термообработка материала уменьшает анизотропию конструкционного материала. В работе [4] нами это было подтверждено, что способствующая упорядочению структуры восстановительная термообработка уменьшает параметр акустической анизотропии.

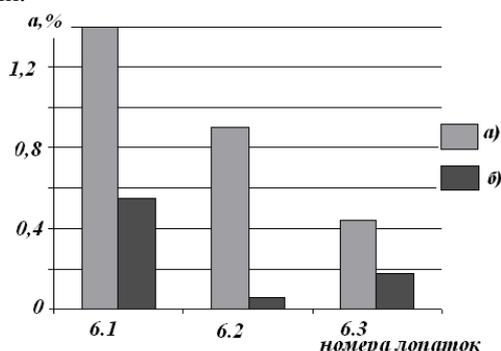


Рис. 1. Параметр акустической анизотропии материала лопаток шестой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

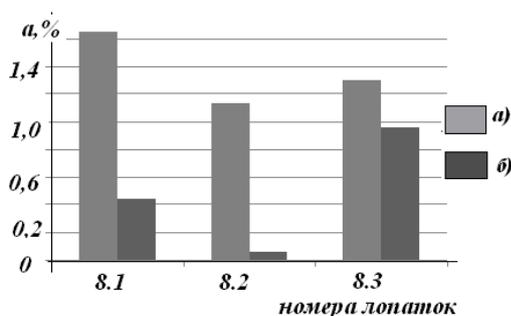


Рис. 2 Параметр акустической анизотропии материала лопаток восьмой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

На рис. 1 и 2 представлены результаты определения параметра акустической анизотропии материала лопаток шестой и восьмой ступени до и после восстановительной термообработки соответственно. Собственная акустическая анизотропия материала лопаток 6.1 и 6.3 уменьшилась более чем в два раза, а в лопатке 6.2 – почти до нуля. Для лопаток восьмой ступени (рис. 2) собственная акустическая анизотропия уменьшилась в три раза для лопатки 8.1, до нуля у 8.2, и незначительно у лопатки 8.3. Таким образом, по результатам акустических измерений видно, что собственная ани-

зотропия материала при термообработке действительно уменьшается.

Для оценки величины коэффициента затухания сдвиговых волн в детали определяли уменьшение амплитуды второго и третьего отраженных импульсов упругих волн относительно первого, а коэффициентом затухания волн в материале считали среднее из двух комбинаций амплитуд трех первых четко различимых эхо-импульсов, а именно:

$$\alpha_{1-n} = \frac{\ln A_1 / A_n}{2(n-1) \cdot h}, \dots (n=2,3)$$

где  $A_1$  - величина максимальной амплитуды первого эхо-импульса;  $A_n$  - величина максимальной амплитуды  $n$ -го эхо-импульса;  $h$  - толщина лопатки, в метрах.

Такая процедура выбрана потому, что на экране осциллографа при проведении измерений не всегда четко наблюдается экспоненциальная зависимость амплитуды эхо-импульса от его номера. Погрешность определения величины затухания упругой волны в детали оценить не представляется возможным хотя бы потому, что нам неизвестно, какая его часть относится к затуханию ультразвука в материале, а какая обусловлена расхождением ультразвукового пучка из-за неполного контакта датчика с неплоской поверхностью детали и из-за неплоской отражающей поверхности. Влияние указанных факторов весьма существенное, так как наблюдаемые уровни затухания гораздо больше тех, что отвечают затуханию ультразвука в качественных сталях. Далее измеряемую величину будем условно называть коэффициентом затухания сдвиговых волн. В книге [5] приведены экспериментальные данные по измерению эхо-методом коэффициента затухания ультразвука, где показано, что термическая обработка способствует увеличению коэффициента затухания обоих типов сдвиговых волн.

На рис. 3 представлены результаты вычисления коэффициента затухания  $\alpha_1$  сдвиговой волны параллельной оси лопатки поляризации, на рис. 4 - величины  $\alpha_2$  для волн перпендикулярной к оси детали поляризации, для лопаток шестой ступени.

Данные приведенные на рис.3, показывают, что указанные коэффициенты затухания существенно (в 1,5 раза) увеличились только у лопатки под номером 6.1. Поэтому можно предположить, что термообработка приводит к укрупнению структурных составляющих деталей с высокой (около 1,5%) собственной акустической анизотропией материала. Разницу, не превышающую 20%, мы не принимали во внимание.

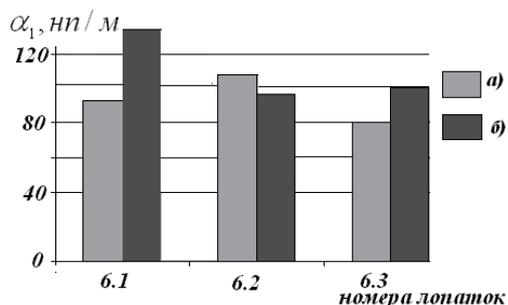


Рис. 3 Коэффициенты затухания сдвиговой волны параллельной оси лопатки поляризации шестой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

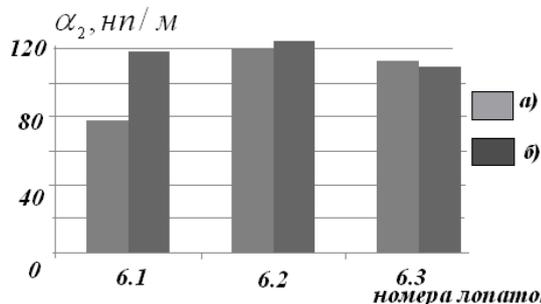


Рис. 4 Коэффициенты затухания сдвиговой волны перпендикулярной оси лопатки поляризации шестой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

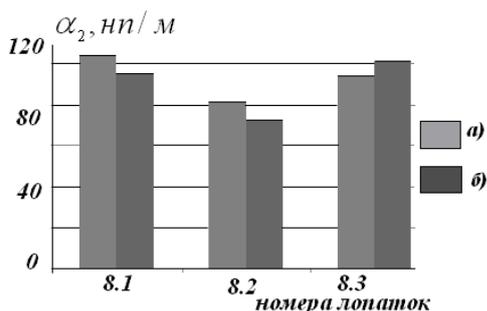


Рис. 5. Коэффициенты затухания  $\alpha_1$  в лопатках восьмой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

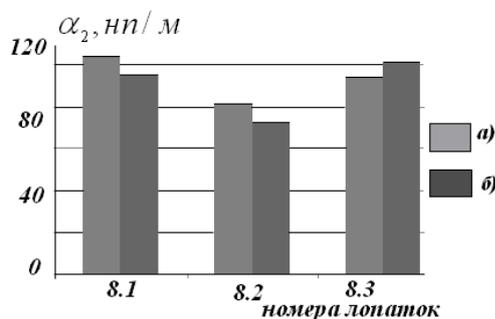


Рис. 6. Коэффициенты затухания  $\alpha_2$  в лопатках восьмой ступени (а – до термообработки; б – после термообработки)

На рис. 5 и 6 представлены результаты вычисления коэффициентов затухания сдвиговых волн для лопаток восьмой ступени. Изменения значений коэффициентов затухания в материале лопаток восьмой ступени после термообработки в основном не превышают 20%.

Величина коэффициента затухания упругих волн в тонкостенном материале с неплоскими поверхностями составляет только некоторую часть в общем ослаблении амплитуды эхо-импульсов, тем меньшую, чем меньше толщина лопатки и меньше радиус скругления поверхности детали. Поэтому, в отличие от параметра собственной акустической анизотропии, измеряемые коэффициенты затухания сдвиговых волн после термообработки не слишком сильно зависят от номера детали и изменений в структуре материала. Все это связано с тем, что мы не можем отделить ту часть акустических импульсов, которая относится к затуханию упругих волн именно в материале.

#### Выводы:

1. Подтверждены ранее полученные экспериментальные данные о том, что восстановительная термообработка снижает параметр акустической анизотропии материала.

2. Величина коэффициента затухания сдвиговых волн после восстановительной термообработки оказалась менее чувствительным акустическим параметром, ввиду того, что в деталях сложной формы ослабление импульсов в самом материале составляет незначительную часть от результирующей величины, определяемой в основном расхождением ультразвукового пучка.

3. Подтверждена возможность использования параметра акустической анизотропии в качестве информативного для диагностики структурного состояния материала компрессорных лопаток как на стадии эксплуатации, так при восстановительном ремонте.

1. Клюев В.В., Соснин Ф.Р., Филиппов В.Н. и др. Неразрушающий контроль и диагностика. М.: Машиностроение. 1995. 488.
2. Моничев С.А., Никитина Н.Е. Ультразвуковой эхо-метод исследования упругих свойств твердых тел. Препринт № 24-04-03/Нф ИМАШ РАН. Н. Новгород, 2004. 22 с.
3. Ботаки А.А., Ульянов В.Л., Шарко А.В. Ультразвуковой контроль прочностных свойств конструкционных материалов. М.: Машиностроение, 1983. 80 с.
4. Мотова Е.А., Никитина Н.Е., Тарасенко Ю.П. О возможности диагностики компрессорных лопаток по параметрам затухания и скорости ультразвука // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 4. С. 88-95.
5. Муравьев В.В. Взаимосвязь скорости ультразвука в сталях с режимами их термической обработки // Дефектоскопия. 1989. № 2. С. 66-68.
6. Ботаки А.А., Ульянов В.Л., Шарко А.В. Ультразвуковой контроль прочностных свойств конструкционных материалов. М.: Машиностроение, 1983. 80 с.

## УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ОБРАБОТКА КАК ПЕРСПЕКТИВНЫЙ МЕТОД ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУРНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПОВЫШЕННЫМ КОМПЛЕКСОМ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ

А.А. Назаров<sup>1,2</sup>, А.А. Самигуллина<sup>1</sup>, Р.Р. Мулюков<sup>1,2</sup>, В.Н. Даниленко<sup>1</sup>,  
А.А. Мухаметгалина<sup>1,2</sup>, Р.Ф. Зарипов<sup>3</sup>, Ю.В. Царенко<sup>4</sup>, В.В. Рубаник<sup>4</sup>

<sup>1</sup>Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия; aazarov@imsr.ru

<sup>2</sup>Башкирский государственный университет, Уфа, Россия

<sup>3</sup>Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия

<sup>4</sup>Институт технической акустики НАН Беларуси, Витебск, Беларусь

### Аннотация

Исследованы возможности улучшения механических свойств объемных наноструктурных материалов, полученных равноканальным угловым прессованием (РКУП), с помощью ультразвуковой обработки (УЗО), а также получения ультрамелкозернистой (УМЗ) структуры в металлах методом ультразвуковойковки.

### Введение

Равноканальное угловое прессование (РКУП) является одним из эффективных методов получения объемных наноструктурных материалов [1-4]. Однако при значительном повышении прочностных характеристик этот метод приводит к потере в пластичности. Одним из методов повышения пластичности, альтернативным отжигу, является ультразвуковая обработка (УЗО). Ранее было показано, что с помощью УЗО можно добиться заметного повышения термической стабильности структуры наноструктурного никеля, полученного кручением под высоким давлением (КВД) [5-7], и пластичности никеля, полученного РКУП [8]. Однако в работе [8] было исследовано влияние УЗО только при трех значениях амплитуды напряжений, что не позволило выяснить зависимость эффекта от амплитуды ультразвука. В связи с этим, представляет большой интерес изучение влияния УЗО в широком интервале изменения амплитуды на структуру и механические свойства объемных наноматериалов.

Кроме того, в недавних работах [9-11] было показано, что пластическая деформация методом ультразвуковойковки сама может быть использована для формирования в металлах ультрамелкозернистой (УМЗ) структуры. Однако в указанных работах была использована схема одноосной осадки, что не позволило достичь больших степеней деформации, необходимых для формирования УМЗ структуры. Это можно сделать, используя многократную всестороннюю ультразвуковуюковку. Всесторонняя изотермическаяковка (ВИК) в режиме квазистатической деформации давно показала себя как эффективный метод получения УМЗ и наноструктурных материалов [1-4,12,13]. Используя сочетание квазистатического нагружения с ультра-

звуковойковкой (УЗК), можно надеяться получить новые структурные состояния, обладающие более высоким комплексом механических свойств.

### Материалы и методика эксперимента

Для РКУП с последующей УЗО был использован никель марки НП2. Для ультразвуковой многократной всестороннейковки были использованы образцы меди марки М1.

Два образца никеля НП2 в виде цилиндров радиусом около 20 мм и длиной около 115 мм были подвергнуты РКУП по маршруту  $V_c$  (с вращением заготовки на угол  $90^\circ$  вокруг ее оси перед каждым следующим проходом) в установке с углом пересечения каналов  $90^\circ$ , в 12 проходов при температуре  $350^\circ\text{C}$ . Один из образцов был использован для определения механических свойств после РКУП, а на торце другого образца была нарезана резьба, с помощью которой он прикручивался к излучателю ультразвуковых колебаний так, что в образце, имеющем полуволновую длину  $l = \lambda / 2 \approx 110$  мм, при частоте колебаний 22 кГц образовалась стоячая волна. Амплитуда нормальных напряжений в этой волне распределена по образцу по закону  $\sigma = \sigma_0 \sin(\pi x / l)$ , где  $\sigma_0$  - амплитуда колебаний в середине образца. Облучение ультразвуком осуществлялось так, что значение последней было равно  $\sigma_0 = 100$  МПа, так что различные участки образца были подвергнуты воздействию УЗО с амплитудой в интервале  $0 \leq \sigma \leq 100$  МПа. При этом температура образца поддерживалась равной температуре окружающей среды путем его погружения в воду. После УЗО образец был разрезан на множество слоев толщиной 2,5 мм по плоскостям, нормальным оси цилиндра, из которых были изготовлены и испытаны на растяжение при комнатной температуре образцы с рабочей частью размерами  $2 \times 1 \times 1.5$  мм<sup>3</sup> на испытательной машине Instron. Из этих же слоев были изготовлены фольги для электронно-микроскопических исследований. Тонкая структура этих фольг исследовалась на просвечивающем электронном микроскопе JEM2000EX. Измеренные при механических испытаниях характеристики прочности и пластичности сопоставлялись соответствующим значениям амплитуды напряжений УЗО.

Для сравнения, механические испытания были проведены также для образцов, вырезанных из четырех разных участков образца, не подвергнутого УЗО, то есть, непосредственно после РКУП при тех же режимах.

Для УЗК были подготовлены образцы меди М1 в форме куба со стороной около 6 мм. Эти образцы были подвергнуты всесторонней ковке с помощью ультразвуковой установки, включающей ультразвуковой генератор УЗГ2-4М, магнитострикционный излучатель ПМС-15А-18 мощностью 4 кВт и концентратор. При ковке инструмент прижимался к образцу, лежащему на наковальне, небольшим статическим усилием, значение которого не измерялось. В каждом цикле образец деформировался осадкой примерно на 30% попеременно вдоль всех трех осей, таких циклов было осуществлено три. Таким образом, суммарная накопленная деформация равна  $\sum \varepsilon = 3 \times 3 \times 0,3 = 2,7$ . Вблизи центральной плоскости и плоскости, находящейся на расстоянии 2 мм от края деформированного таким образом образца, были вырезаны образцы для рентгеноструктурного исследования и изготовления фольг, которые были далее исследованы на просвечивающем электронном микроскопе JEM2000EX.

### Результаты и их обсуждение

На рис. 1 а и б приведены графики зависимости предела прочности  $\sigma_B$  и удлинения до разрушения  $\delta$  УМЗ никеля от амплитуды знакопеременных напряжений. Для сравнения на графиках приведены также характеристики образца УМЗ никеля, не подвергнутого УЗО, то есть непосредственно после РКУП. Видно, что значения последних не очень сильно отличаются друг от друга, что позволяет приписать практически все изменения характеристик вдоль образца, подвергнутого УЗО, воздействию ультразвука.

Рисунки показывают, что в определенном интервале напряжений (в окрестности 75 МПа) УЗО приводит к значительному одновременному увеличению и прочности, и пластичности УМЗ никеля. При дальнейшем увеличении амплитуды напряжений, хоть и достигается повышение значений  $\sigma_B$  и  $\delta$  по сравнению с не подвергнутым УЗО состоянием, но оно менее значительно, чем при напряжении 75 МПа. Таким образом, влияние ультразвука на механические характеристики УМЗ никеля зависит от его амплитуды, и существует оптимальная амплитуда, при которой повышение прочности и пластичности максимальное.

Микроструктура никеля после РКУП (рис. 2а) представлена зернами и фрагментами, имеющими размытые границы с нечеткими и широкими контурами. Электронограмма состоит из азимутально размытых рефлексов. Это свидетельствует о наличии границ с высокоугловыми и малоугловыми разориентировками и о неравновесности их структуры.

После УЗО с амплитудой 75 МПа микроструктура представлена зернами правильной формы, имеющими четкие и ровные границы, а также углы на тройных стыках, близкие к равновесным (рис. 2 б). На электронограмме наблюдаются отдельные точечные рефлексы, характерные обычно для отожженного состояния. Исследования показали, что и после УЗО с амплитудой 100 МПа микроструктура также является более равновесной, чем в состоянии после РКУП.

Рентгеноструктурные исследования показывают, что в результате УЗО во всем исследованном интервале изменения амплитуды происходит снижение внутренних напряжений.

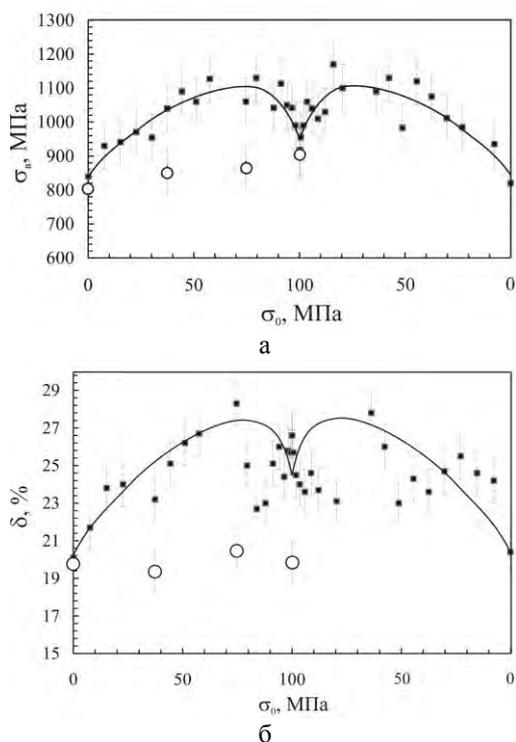


Рис. 1. Зависимости предела прочности (а) и пластичности (б) УМЗ никеля, подвергнутого УЗО, от амплитуды напряжений. Для сравнения светлыми кружочками изображены характеристики УМЗ никеля, не подвергнутого УЗО

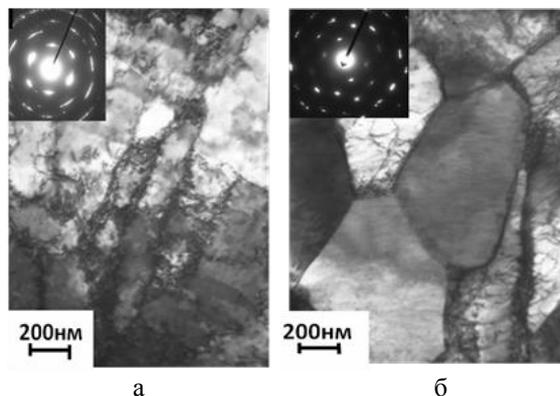


Рис. 2. Микроструктура УМЗ никеля, полученного РКУП (а) и подвергнутого последующей УЗО с амплитудой 75 МПа (б), наблюдаемая в просвечивающем электронном микроскопе

Таким образом, ультразвуковая обработка мо-

жет служить эффективным способом модификации структуры объемных наноматериалов с целью улучшения их пластичности. При этом, в отличие от отжига, приводящего, как правило, к уменьшению прочности, УЗО может приводить к одновременному росту обеих характеристик.

На рис. 3 изображены типичные примеры тонкой структуры меди М1, подвергнутой всесторонней УЗК. Видно, что при ковке произошло существенное измельчение зерен. Имеются зерна и субзерна с хорошо сформированными границами, имеющие размеры менее 1 мкм (рис. 3 а), встречаются также еще не сформированные, размытые дислокационные стенки ячеек (рис. 3 б). Тонкая структура меди, наблюдаемая после одноосной ультразвуковой осадки [9-11], главным образом состоит из ячеек, подобных изображенным на рис. 3 б. В отличие от этой структуры, в подвергнутой всесторонней УЗК меди наблюдается значительно большее количество хорошо сформированных границ зерен.

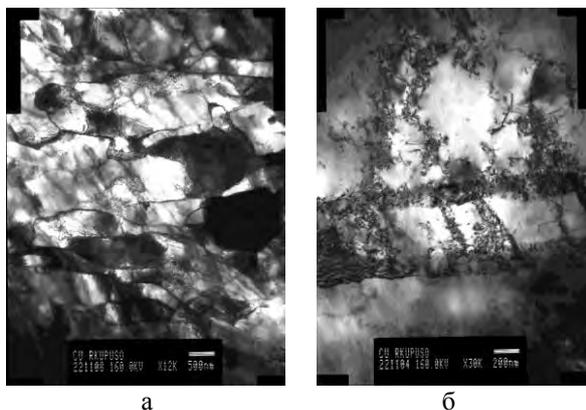


Рис. 3. Типичные примеры тонкой структуры меди, подвергнутой всесторонней ультразвуковой ковке: хорошо сформированные границы зерен/субзерен (а) и размытые границы ячеек (б)

Интересно сопоставить полученный результат с результатами, полученными при квазистатической всесторонней ковке того же материала [14]. В указанной работе образцы меди М1 были подвергнуты ковке в 3 и 4 цикла при температурах от 100°C до 175°C. Была получена УМЗ структура с равноосными зернами, имеющими размеры около 400 нм. Наблюдаемая в настоящей работе структура отличается от нее преобладанием удлиненных зерен, что, по-видимому, обусловлено более низкой температурой деформации и особенностями знакопеременного нагружения.

Важное отличие ультразвуковой осадки от квазистатической заключается в следующем. При обычной осадке трение материала о бойки приводит к появлению растягивающих напряжений на боковой поверхности деформируемого материала, вследствие чего первоначально цилиндрическая заготовка принимает бочкообразный вид. При этом основная деформация, а, следовательно, и структурные изменения, происходят в так называемом деформационном

кресте. При ультразвуковой осадке, напротив, деформация сосредоточена вблизи поверхностей, соприкасающихся с бойками. Сочетание ультразвуковойковки со статической нагрузкой может способствовать более однородному распределению деформации. При этом, как показывают результаты настоящей работы, вполне можно сформировать ультрамелкозернистую структуру, которая может быть относительно однородной по объему образца.

Работа выполнена при финансовой поддержке гранта РФФИ 14-02-31160-мол\_а и программы ОЭММПУ РАН (код 11400-16).

1. Сегал В.М., Резников В.И., Дробышевский Ф.Е., Копылов В.И. Пластическая обработка металлов простым сдвигом // Изв. АН СССР. Металлы. 1981. № 1. С. 115–123.
2. Segal V.M. Equal channel angular extrusion: from macro-mechanics to structure formation // Mater. Sci. Eng. A. 1999. V. 271. P. 322–333.
3. Имаев Р.М., Назаров А.А., Мулюков Р.Р. Принципы получения объемных ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов методом всесторонней изотермическойковки // Перспективные материалы. 2009. № 7. С. 130-134.
4. Mulyukov R.R., Imayev R.M., Nazarov A.A. Production, properties and application prospects of bulk nanostructured materials // J. Mater. Sci. 2008. V. 43. No. 23-24. P. 7257–7263.
5. Назарова А.А., Мулюков Р.Р., Рубаник В.В., Царенко Ю.В., Назаров А.А. Влияние ультразвуковых колебаний на структуру и свойства ультрамелкозернистого никеля. ФММ. 2010. Т. 110. № 6. С. 600-607.
6. Nazarova A., Mulyukov R., Tsarenko Yu., Rubanik V., Nazarov A. Effect of ultrasonic treatment on the microstructure and properties of nanostructured nickel processed by high pressure torsion // Mater. Sci. Forum. 2011. V. 667-669. P. 605-609.
7. Самигуллина А.А., Хисамов Р.Х., Мулюков Р.Р. Релаксация структуры никеля, полученного кручением под квазигидростатическим давлением, путем ультразвуковой обработки // Письма о материалах. 2012. Т. 2. № 3. С. 134-138.
8. Самигуллина А.А., Царенко Ю.В., Рубаник В.В., Попов В.А., Даниленко В.Н., Мулюков Р.Р. Влияние ультразвуковой обработки на структуру и механические свойства ультрамелкозернистого никеля, полученного равнональным угловым прессованием // Письма о материалах. 2012. Т. 2. Вып. 4. С. 214-217.
9. Liu Y., Suslov S., Han Q., Xu C., Hua L. Microstructure of the pure copper produced by upsetting with ultrasonic vibration // Materials Letters. 2012. V. 67. P. 52-55.
10. Liu Y., Suslov S., Han Q., Hua L., Xu C. Comparison between ultrasonic vibration-assisted upsetting and conventional upsetting // Metall. Mater. Trans. 2013. V. 44. P. 3232-3244.
11. Liu Y., Han Q., Hua L., Xu C. Numerical and experimental investigation of upsetting with ultrasonic vibration of pure copper cone tip // Ultrasonics. 2013. V. 53. P. 803–807.
12. Валиахметов О.Р., Галеев Р.М., Салищев Г.А. Механические свойства титанового сплава ВТ8 с субмикроструктурной структурой (краткое сообщение) // Физика металлов и металловедение. 1990. № 10. С. 204–206.
13. Salishchev G.A., Valiakhmetov O.R., Galeev R.M. Formation of submicrocrystalline structure in the titanium alloy VT8 and its influence on mechanical properties // J. Mater. Sci. 1993. V. 28. No. 11. P. 2898–2902.
14. Нагимов М.И., Назаров А.А., Сарай О., Пюрчек Г., Валиахметов О.Р., Сафаров И.М., Мулюков Р.Р. Микроструктура и механические свойства ультрамелкозернистой меди, полученной всесторонней изотермическойковкой. Письма о материалах. 2011. Т. 1. Вып. 3. С. 151-155.

## ТВЕРДЫЕ СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ (ОБЗОР)

О.Г.Новоженова

Институт машиноведения им.А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; info-viniti@yandex.ru

Основные механизмы, характерные для твердых смазок, рассмотрены на примерах от хорошо известных твердых смазок подобных дихалькогенидам переходных металлов (в частности, дисульфид молибдена  $MoS_2$ ) до покрытий алмазоподобных углеродов. Твердые смазки используются либо как поверхностные покрытия или как наполнители в самосмазывающихся композитах. Трибологические (трение и износ) контакты с твердой смазкой обычно состоят в передаче тонким слоем материала от поверхности покрытия к контртелу, известному как передаточный слой или трансферная пленка. Поверхности износа могут демонстрировать различную химию, микроструктуру и кристаллографическую текстуру по сравнению с объемными свойствами покры-

тия вследствие поверхностных химических реакций в окружающей среде. В результате, жесткие смазочные покрытия, показывающие крайне низкое трение и большую долговечность при износе в условиях одной окружающей среды, могут не работать при других условиях. Большинство твердых смазок демонстрируют отклонение от закона Кулона-Амонтона с понижением коэффициента трения при росте напряжения контакта. Основной механизм, определяющий низкое трение, обычно обусловлен скольжением по поверхности раздела между изношенным покрытием и передаточной пленкой. Обсуждены стратегии создания архитектуры новых покрытий для адаптации к переменным условиям окружающей среды.

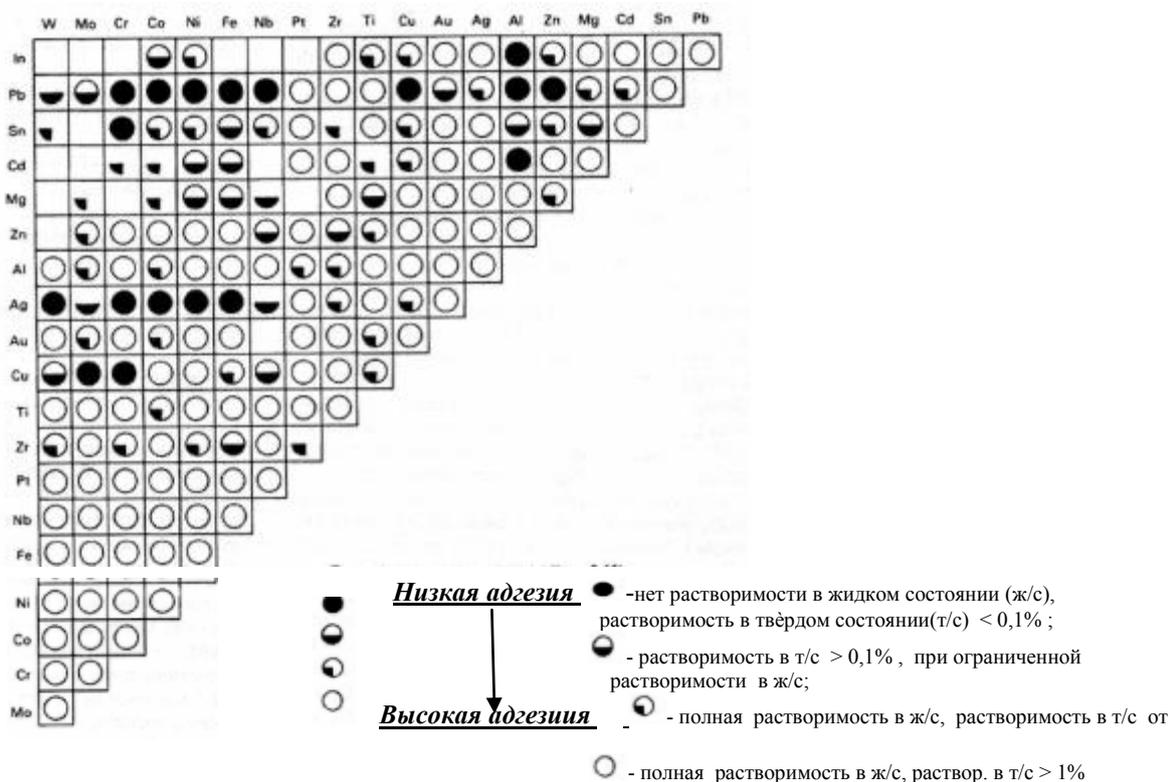


Рис.1.Карта совместимости Рабиновича для ряда комбинаций металлов показывает степень ожидаемой адгезии(и таким образом трение и износ) между различными комбинациями металлов[1].

### Поверхности и площадь контакта

В обзоре кратко обсуждены природа твердых поверхностей, контактная механика и площадь контакта между техническими поверхностями, что необходимо знать при создании и использовании твердых смазывающих покрытий. Рассмотрены фундаментальные механизмы процесса твердой смазки с выделением роли трибохимии, влияния контактной нагрузки и материала контртела на формирование и изнашивание сдвиговой пленки. Фрикционный контакт вызывает развитие

фундаментальные механизмы процесса твердой смазки с выделением роли трибохимии, влияния контактной нагрузки и материала контртела на формирование и изнашивание сдвиговой пленки. Фрикционный контакт вызывает развитие

микроструктуры на поверхности и в подповерхностной области. Следовательно, смазка материала зависит от условий нагружения. Особого внимания требует влияние пластической деформации подложки в тяжело нагруженных контактах

на процессы твердой смазки. Независимо от способа обработки, шлифования, полировки, технические поверхности характеризуются различными типами слоев и шероховатости на различных масштабных уровнях, как показано на **рис.2**

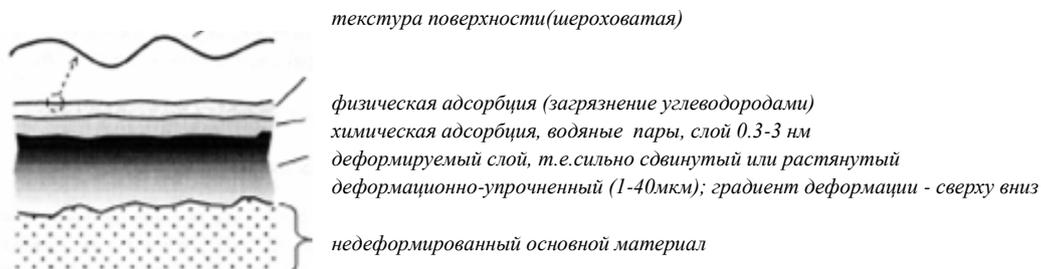


Рис.2. Схема типичных слоев полированной металлической поверхности и подповерхности с приближенными толщинами

Моделирование контактной механики поверхностей при скользящем контакте усложняется в связи с учетом сил трения. В дополнение к статическим (нормальным) контактным напряжениям, динамические (фрикционные) контактные напряжения возникают ниже поверхности раздела с различными значениями главных ( $\sigma_x, \sigma_z$ ) и максимальных сдвиговых напряжениях ( $\tau$ ) при заданном отношении глубины ( $z$ ) к площади контакта ( $A$ ). Основные различия возникают при переходе от статики (индентирование) к динамике (скольжению) в связи с тем, что поле напряжений впереди контртела - сжимающее, тогда как сзади - растягивающее, и введение трения увеличивает максимум подповерхностного напряжения сдвига и сдвигает его положение ближе к поверхности. Кроме трения, поверхность раздела покрытие-подложка вводят дополнительную сложность в моделирование контактной механики покрытий. Однако труднее всего гарантировать, что любая локальная пластическая деформация материала подложки не приведет к нарушению цельности покрытия-подложки.

### Основы теории твердой смазки

Соответственно классической теории Боудена и Тейбора (**Б-Т**), сила трения  $F$  равна произведению площади контакта на прочность сдвига материала смазки,  $F=A_r\tau$ . Тогда коэффициент трения  $\mu$  можно определить как

$$\mu = \frac{F}{L} = \frac{A_r\tau}{L} = \frac{\tau}{P_H} = \frac{\tau_0}{P_H} + \alpha, \quad (1)$$

где  $L$  - контактная нагрузка,  $P_H$  - твердость,  $\tau_0$  - прочность поверхности раздела на сдвиг,  $\alpha$  - наименьший коэффициент трения для данной фрикционной пары. В противоположность первому закону трения Кулона-Амонтона, анализ Боудена и Тейбора для контакта Герца приводит к зависимости

$$\mu \propto L^{-1/3} \quad (2)$$

Таким образом, для упругой деформации коэффициент трения убывает с ростом нормальной нагрузки (или среднего давления Герца). Линейная зависимость между  $L^{-1/3}$  и  $\mu$  была подтверждена экспериментально для ряда антифрикционных (твердые смазки) покрытий (**рис.3**).

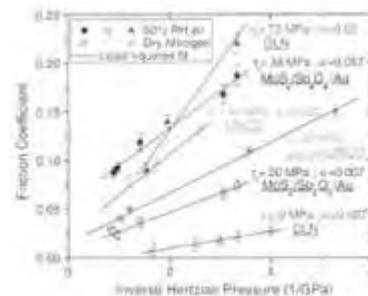


Рис.3. Уравнения линейной регрессии для коэффициентов трения в зависимости от величины, обратной давлению Герца, по уравнению  $\mu = (\tau_0/P_H) + \alpha$  с указанными значениями  $\tau_0$  для трех атмосферно устойчивых покрытий из твердых смазок:  $\text{Si}_3\text{N}_4$  на DLN,  $\text{Si}_3\text{N}_4$  на  $\text{MoS}_2/\text{Sb}_2\text{O}_3/\text{Au}$  и UNCD, покрытый  $\text{Si}_3\text{N}_4$  на UNCD, в сухом азоте и влажном воздухе.

Для тонких и мягких покрытий, давление в основном воспринимается подложкой и увеличение модуля упругости подложки и твердости сопровождается уменьшением площади контакта при заданной нормальной нагрузке. Отметим, что в области макроскопических нагрузок твердые смазочные покрытия  $\text{MoS}_2, \text{Au-MoS}_2, \text{Ti-MoS}_2$  и алмазоподобные наноккомпозиты не следуют закону  $\mu \sim L^{-1/3}$

### Твердые смазочные покрытия и механизмы смазки

Твердые смазки делятся на 4 класса: 1) материалы на основе углерода; 2) дихалькогениды переходных металлов; 3) полимеры; 4) мягкие металлы. За некоторым исключением, таким как полимеры и их композиты, большинство этих материалов используются как тонкие пленки и покрытия на трущихся деталях (подшипники, уплотнители, магнитные жесткие диски и т.п.) для уменьшения трения, износа и выкрашивания. Твердые смазочные покрытия могут быть однофазными (элементарными или сложными) материалами и многофазными композитами. Приведены основные характеристики твердых смазочных покрытий.

Когда контактные напряжения достигают значения, при котором подложка начинает пластически деформироваться, упругая теория контакта Герца уже не применима. На рис. 4 показано, что коэффициент трения DLN-покрытия как функция обратного контактного напряжения Герца имеет два различных режима.

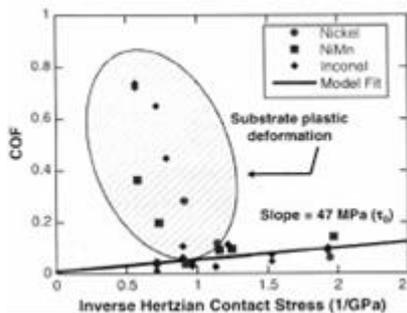


Рис.4. Трение DLN-покрытий на Ni и других подложках: (1) линейная зависимость между коэффициентами трения (COF) и обратным контактным напряжением Герца, соответствующим межслойному сдвигу (прямая линия); (2) пластическое деформирование подложки с существенным увеличением COF (овал).

При первом режиме коэффициент трения линейно убывает с ростом контактного напряжения за исключением точек в заштрихованной зоне. Все точки данных в этой зоне (второй режим) с коэффициентами трения, на порядок превосходящими предсказанные значения, соответствуют случаю пластического деформирования подложки. Это подчеркивает

необходимость создания покрытий многослойной сэндвич-архитектуры (т.е. твердое покрытие между DLN и более мягкой подложкой) для сопротивления повышенным рабочим напряжениям.

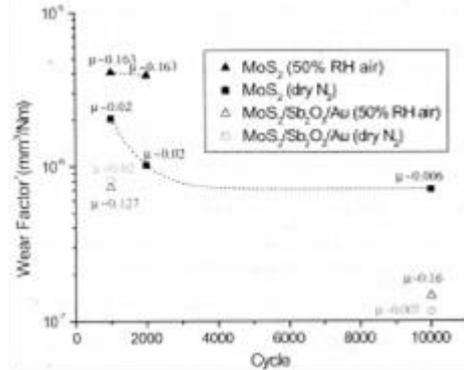


Рис.5. Коэффициент износа (Wear Factor) (и соответствующие устойчивому состоянию коэффициенты трения)  $\text{MoS}_2/\text{Sb}_2\text{O}_3/\text{Au}$  и чистого  $\text{MoS}_2$  покрытий на Si-подложке в сухом азоте и воздухе при влажности 50% RH под действием среднего контактного напряжения Герца  $=1,03 \text{ ГПа}$

Коэффициенты износа вычислены по накоплению. Например, коэффициенты износа при 1000 циклов определены по объему износа за 1000 циклов. Коэффициенты износа, будучи нормированы на единицу дистанции скольжения, тем не менее зависят и от числа циклов скольжения. На воздухе коэффициенты износа для чистого  $\text{MoS}_2$  выше, чем в сухом азоте ( $4 \cdot 10^{-6}$  при 1000 циклов) и эти данные не могут быть продлены на 10 000 циклов, поскольку покрытие из чистого дисульфида молибдена разрушается при  $\sim 4500$  циклов. При сравнении, композитные покрытия  $\text{MoS}_2/\text{Sb}_2\text{O}_3/\text{Au}$  имеют значительно лучшие коэффициенты износа как в сухом азоте, так и на воздухе (при 50% влажности). Например, начальный коэффициент износа для композита в сухом азоте равен  $8 \cdot 10^{-7}$ , что примерно на порядок ниже, чем у чистого  $\text{MoS}_2$ . На устойчивой стадии коэффициент износа композита во влажном воздухе только чуть выше, чем в сухом азоте при 10 000 циклов, что подтверждает устойчивость композитов по сравнению с чистым  $\text{MoS}_2$ .

## МОДЕЛИ ТРАНСВЕРСАЛЬНО-ИЗОТРОПНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ И ОБРАТНЫЕ ЗАДАЧИ В ТЕХНОЛОГИЯХ ФОРМОВКИ И КЛЕПКИ КРЫЛОВЫХ ПАНЕЛЕЙ

А.И. Олейников<sup>1</sup>, Л.Л. Чернышев<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия;  
alexander.oleinikov@tsagi.ru

### Цель

Разработка и промышленные испытания физико-математической и алгоритмической основы для интегрированной технологии цифрового проектирования, отработки и оптимизации технологических процессов изготовления крупногабаритных монолитных панелей двойной кривизны и/или с малыми радиусами кривизны из новых сплавов в режимах, повышающих прочностные и ресурсные характеристики изделия. В теоретическом плане рассматриваемые модели и задачи интересны тем, что исследуются современные нелинейные модели для описания ползучести с фазовыми превращениями и вариационные постановки новых обратных задач. Практическое значение определяется моделированием процессов, которые лежат в основе процессов изготовления верхних крыловых панелей таких современных авиалайнеров как А-380 и SSJ-100.

Математическое и компьютерное высокоточное моделирование лежит в основе современных методов решения комплексных научно-технических и технологических проблем авиационно-космического машиностроения с ориентацией на конечный инновационный результат. Такое моделирование может обеспечить:

- достаточно глубокую проработку технологии изготовления элементов конструкции и их заготовок, определение их технологичности;
- переход к цифровой отработке технологических процессов, значительное сокращение объема экспериментов по оснастке, заготовке и параметров обработки.

### Модели трансверсально-изотропной ползучести

При формообразовании панелей двойной кривизны и/или с малыми радиусами кривизны из новых высокопрочных листовых сплавов и плит используются методы формовки в режимах ползучести и деформационного старения. Главными проблемами данной обработки являются анизотропия, разнсопротивляемость сплава и связь с распадом раствора, а также решение обратных задач, связанных с определением параметров заготовки и внешних воздействий, необходимых для формовки детали за заданное время. Определяющие соотношения анизотропной ползучести, постановка и анализ обратных задач ползучести восходят к работам российской школы Ю.Н.Работнова, О.В.Соснина и И.Ю. Цвелодуба. Развитые ими модели и формулировки включают в себя уравнения

трансверсально-изотропной ползучести и соотношения разномодульной изотропной ползучести, а также использование постулата устойчивости. Эти подходы в настоящее время широко используются в механике ползучести металлов. Как известно, ползучесть современных листовых сплавов характеризуется одновременным проявлением существенных анизотропии и разнсопротивляемости. Один из подходов к описанию такого поведения был предложен А.И.Олейниковым. Этот подход использует эффективное напряжение Работнова-Аннина, параметры типа напряженного состояния трансверсально-изотропного материала и изменение его свойств, а также вариационную формулировку обратных задач с большими перемещениями и поворотами.

Получены формы, обобщающие степенной и потенциальный закон течения. Законы базируются на интерполяционных полиномах от типа напряженного состояния, узлами которых являются данные экспериментов. Обоснована система установочных экспериментов и методика определения постоянных материала [1,2]. Проведено исследование уравнений и параметров для общего случая и плоского напряженного состояния. Предложен подход к учету влияния деформационного старения сплава при формовке. При этом предполагается совмещение режимов формовки и термообработки, линейная зависимость характеристик материала от времени, механические свойства сформованной детали соответствуют заданным эксплуатационным. Тестирование моделей проводили на простейших задачах о ползучести сплава АК4-1Т в экспериментах, выполненных под руководством О.В.Соснина [3].

### Обратные задачи формовки и клепки.

Предложены алгоритмы решения обратных задач формовки, развёртки и клепки, которые могут быть сформулированы с использованием вариационных принципов [4-7]. Обратная задача формовки представляет собой задачу определения остаточного напряженно-деформированного состояния, которое реализуется в теле после определенного неупругого деформирования в течение заданного времени под действием заданных внешних воздействий. Задача развёртки состоит в вычислении геометрической модели заготовки исходя из геометрической модели детали и технологии её формовки. В задачах формовки и развёртки поведение материала описывается данной моделью разнсопротивляющейся

трансверсально-изотропной ползучести; классическая модель приводит к многократной погрешности в прогибе. Решение обратной задачи клепки дает такие технологические параметры как последовательность приклепывания ребер жесткости, маршруты клепки, а также упреждающие изгиб и/или кручение ребер, обеспечивающие заданные геометрические параметры клепаной панели.

Реализована конечно-элементная дискретизация алгоритмов и их программная реализация с использованием коммерческого пакета MSC.Marc.

В результате решения обратных задач развертки установлено характерное отличие разверток несимметричных деталей двойной кривизны от разверток деталей одинарной кривизны. А именно, прямые граничные участки детали разворачиваются в линию, имеющую в заготовке кривизну (прогиб).

При решении обратных задач формовки данных панелей показано, что расчеты оснастки по балочной теории дают качественно неудовлетворительный результат. Это обусловлено особенностями формы современных крыльев.

При клепочной сборке обшивок может наблюдаться существенное отклонение геометрических параметров от заданных, при том, что до сборки панель и ребра имели геометрические параметры в заданном допуске. Это обусловлено тонкостенностью панели и натягом высокоресурсной клепки. Для цилиндрических панелей одинарной кривизны эти отклонения приводили, в основном, к выходу обшивки из теоретической поверхности путем изгиба в нормальной плоскости. Для трапециевидных панелей двойной кривизны наблюдаются также и недопустимые прогибы в касательной плоскости. В данных условиях обеспечение геометрии обшивки может быть достигнуто использованием упреждений ребер. Для цилиндрических панелей одинарной кривизны искомые упреждения ребер обычно являются изгибом в нормальной плоскости и, поэтому, в принципе могут быть подобраны опытным путем. Недостатком такого определения упреждений являются большие материальные и временные затраты, которые приходится почти полностью снова нести при каждом существенном изменении геометрических параметров конструкции обшивки, которые на этапе постановки серийного производства, как правило, изменяются не однократно. Более того, для трапециевидных панелей двойной кривизны упреждение ребра является сложным изгибом с кручением. Определить искомый изгиб и кручение опытным путем практически невозможно. В докладе представлена разработанная модель процесса клепки, позволяющая проводить цифровую обработку параметров клепочной сборки, обеспечивающих за-

данные геометрические параметры клепаных панелей.

### Опытно-промышленные испытания

Предметом испытаний были полученные результаты моделирования и цифровой обработки: развертка панели и рабочие поверхности формблока при данных температурно-временных параметрах гибки в режиме релаксации при термофиксации. Данная панель являлась верхней панелью отъемной части крыла опытного экземпляра самолета SSJ-100. Нагревание заготовки и оснастки в печи осуществлялось до температуры 150°C, при которой осуществлялась выдержка в течение 45 мин.; режим нагрева, охлаждения и однородность температуры заготовки контролировалась термопарами. После охлаждения опытная панель была извлечена из формблока и помещена на контрольный стапель. В протоколе обмера отмечается, что отклонения по контуру не превышают 2мм, панель имеет 3 зоны неприлегания к сечениям контрольного стапеля, максимальное неприлегание составило 2.5 мм в сечениях 17 и 18 нервюры. На основании данного протокола обмеров и описания к нему, а также приемочного контроля в производственном заключении сформулированы и утверждены главными специалистами объединения следующие выводы.

1. Изготовленная панель соответствует теоретическому макету с устранимыми отклонениями.
2. Описанное состояние панели достигнуто после первого эксперимента.

Работа выполнена по заказу КНААПО имени Ю.А.Гагарина.

1. Олейников А.И. Модели установившейся ползучести трансверсально-изотропных материалов с разными характеристиками при растяжении и сжатии // СибЖИМ. 2010. Т.13. №3. С.52-59.
2. Олейников А.И. Тензорно-линейные модели установившейся ползучести трансверсально-изотропных материалов с разными характеристиками при растяжении и сжатии // Уч.Записки КнАГТУ. 2010. №II-1(2). С.4-7.
3. Горев Б.В., Соснин О.В. О некоторых особенностях ползучести листовых материалов // Динамика сплошной среды: сб.науч.тр. Новосибирск. ИГ СО АН СССР. 1970. Вып.4. С.5-10.
4. Олейников А.И., Пекарш А.И. Интегрированное проектирование процессов изготовления монолитных панелей. М: Изд-во «Эком». 2009. 112 с.
5. Олейников А.И., Бормотин К.С. Вариационные принципы и оптимальные решения обратных задач изгиба пластин в ползучести // ПМТФ. 2012. №5. С.136-146.
6. Oleinikov A. I. Integrated Design of Wing Panel Manufacture Processes // Key Engineering Materials. 2013. V. 554-557. P. 2175-2186.
7. Oleinikov A.I., Bormotin K. S. The inverse problems of wing panel manufacture processes // NUMISHEET 2014. AIP Conf. Proc. 1564. 2013. P. 1048 – 105.

## УМЕНЬШЕНИЕ ВОЛНИСТОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОМОЩЬЮ МОДУЛИРОВАННОГО ЛАЗЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ

О. Орешкин<sup>1</sup> (oleg.oreshkin@ilt-extern.fraunhofer.de), М. Кюппер<sup>2</sup>,  
А. Теммлер<sup>2</sup>, Е. Вилленборг<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Фраунгоферовский институт лазерной техники, Аахен, Германия

<sup>2</sup>Рейнско-Вестфальский Технический Университет, Кафедра лазерных технологий, Аахен, Германия

Представлен новый метод уменьшения волнистости металлических поверхностей на основе переплавления поверхности с помощью лазерного излучения с модулированной мощностью. Метод был исследован на образцах стали 4Х5МФС. Приведено сравнение с лазерным полированием с помощью немодулированного лазерного излучения.

A new approach to the reduction of the waviness of metal surfaces is based on laser remelting with a modulation of the laser power. Results are given for milled steel 1.2343. This new approach was compared with non-modulated laser polishing.

### Основы и методы

Более 10 лет во Фраунгоферовском институте лазерной техники разрабатываются новые методы лазерной финишной обработки металлических поверхностей. В первую очередь, это лазерное полирование [1]. Этот процесс основан на уменьшении шероховатости поверхности путем переплавления тонкого поверхностного слоя металла. Бассейн расплава формируется на металлической поверхности путем поглощения лазерного излучения (ЛИ). Шероховатость уменьшается под влиянием поверхностного натяжения на поверхности ванны расплава. Соответственно, переплавленный поверхностный слой обладает меньшей шероховатостью, чем исходная поверхность. Лазерный луч сканирует поверхность с определенной скоростью  $V_{scan}$  и шагом сканирования  $d_y$ . Таким образом, может быть обработана вся поверхность детали (см. рис. 1).

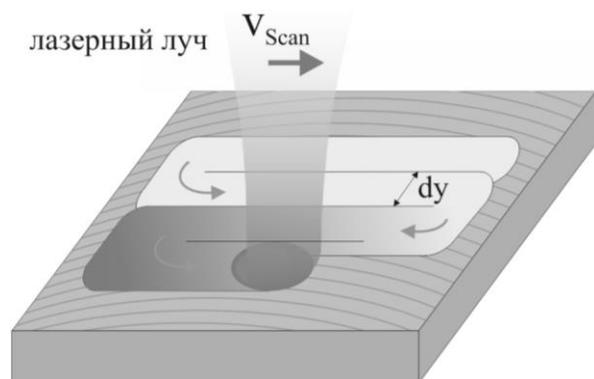


Рис. 1. Схематическое изображение процесса лазерного полирования

Характерный диаметр лазерного луча при лазерном полировании составляет 250-500 мкм. Диаметры лазерного луча и ванны расплава при-

близительно одинаковы. Таким образом, невозможно значительно уменьшить шероховатость, пространственная длина волны которой составляет больше 700-1000 мкм. Структуры с длиной волны большей, чем этот предел будут рассматриваться как волнистость поверхности. Соответственно, стандартным лазерным полированием можно значительно снизить шероховатость поверхности, но не ее волнистость.

Схожим технологическим процессом является лазерное структурирование поверхности [2]. Известно, что обрабатывая поверхность лазерным излучением с амплитудно-модулированной мощностью, можно получить структуры на поверхности металла, которые будут повторять по форме сигнал модуляции. Изменение мощности (ЛИ) приводит к изменению объема ванны расплава. В результате уменьшения плотности материала при фазовом переходе от твердого состояния к жидкости (приблизительно на 4%) происходит изменение угла  $\theta$  при фронте застывания (см. рис.2). При изменении мощности ЛИ изменение данного угла приводит к структурированию металлической поверхности. Таким образом, создаются различные структуры, а точнее, текстуры на металлических поверхностях.



Рис. 2. Лазерное структурирование расплавлением. Формирование структур путем застывания поверхностного слоя

Амплитудная модуляция мощности ЛИ в виде гармонических колебаний вдоль направления движения лазерного луча может быть описана в виде функции:

$$P(x) = P_m + P_a \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda} x + \varphi_p\right), \quad (1)$$

где  $P_m$  – средняя мощность,  $P_a$  – амплитуда модуляции,  $\lambda$  – длина волны гармонического колебания,  $x = V_{scan}t$  – текущее положение луча,  $\varphi_p$  – начальная фаза модуляции. Здесь и далее описывается одномерный случай для профиля поверхности и модуляции мощности ЛИ.

Структуры формируются на обрабатываемой поверхности. Их профиль вдоль направления лазерного луча может быть описан, как:

$$h(x) = h_0 \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda} x + \varphi_h\right), \quad (2)$$

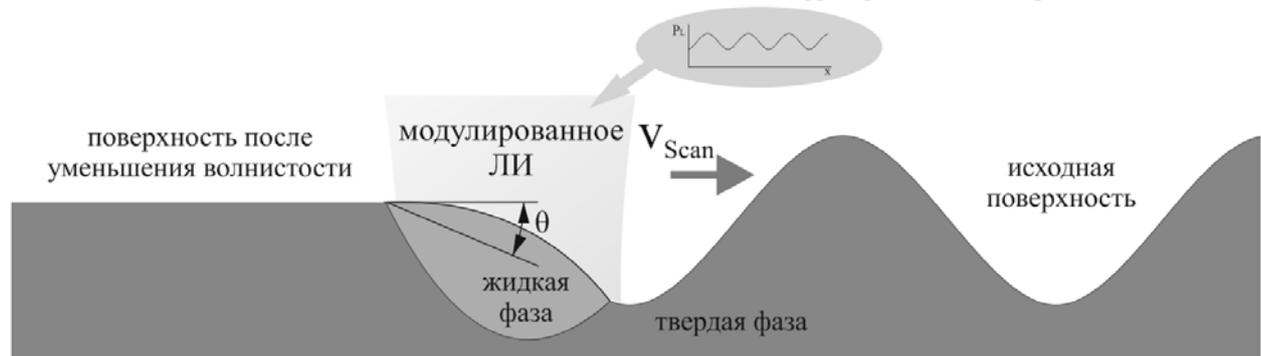
где  $h_0$  – амплитуда профиля,  $\varphi_h$  – начальная фаза профиля, причем  $\varphi_h \neq \varphi_p$ .

Показано [2], что если величины  $P_m$  и  $V_{scan}$  постоянны, амплитуда структуры  $h_0$  зависит от длины волны, амплитуды модуляции ЛИ и свойств материала. При этом длина волны возникающей структуры совпадает с длиной волны модуляции мощности ЛИ.

Было выдвинута гипотеза, что с помощью модуляции мощности ЛИ возможно решение обратной задачи: уменьшение размеров длинноволновой исходной структуры (волнистости), длина волны которой значительно превышает диаметр лазерного луча (рис. 3).

Любая поверхность может быть представлена относительно своей базовой длины (формы), как суперпозиция различных длин волн:

$$h(x) = \sum_{n=1}^{\infty} h_n \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda_n} x + \varphi_{hn}\right), \quad (3)$$



где  $h_n$ ,  $\lambda_n$ ,  $\varphi_{hn}$  – амплитуда, пространственная длина волны и начальная фаза n-ной волны, соот-

Рис. 3. Уменьшение волнистости с помощью модулированного лазерного излучения

ветственно. Другими словами, каждая поверхность описывается спектром поверхностных волн с определенной амплитудой и начальной фазой. Теоретически таких волн бесконечное множество. Для реальных поверхностей зачастую основной вклад в волнистость вносят небольшое количество длин волн. В простейшем случае, такая длина волны, соответствующая, например, шагу фрезерования, будет всего одна. В таком случае волнистость поверхности может быть описана формулой (2). В соответствии с методом лазерного структурирования обратная задача может быть решена с помощью определения таких параметров модуляции  $P_a$  и  $\varphi_p$ , которые привели бы к максимальному уменьшению исходной волнистости поверхности.

Зная, как модулированная мощность ЛИ  $P_a$  зависит от амплитуды волнистости исходной

структуры  $h_0$ , и определив разность фаз между исходной структурой и начальной модуляцией  $\Delta\varphi = \varphi_h - \varphi_p$ , можно определить сигнал модуляции ЛИ для всего поля обработки. Если волнистость описывается как суперпозиция нескольких длин волн, то модуляция мощности ЛИ может быть определена путем перемножения Фурье-образов исходной структуры и передаточной функции  $W(jw)$ . Передаточная функция определяется с помощью коэффициентов преобразования пространственной амплитуды и начальной фазы исходной структуры в амплитуду и начальную фазу модуляции мощности ЛИ для каждой длины волны. Вид передаточной функции зависит от свойств обрабатываемого материала, а также от других параметров обработки.

После обратного Фурье-преобразования результата перемножения исходной структуры и передаточной функции сигнал модуляции мощности ЛИ может быть представлен в виде:

$$P(x) = P_m + \sum_n P_{an} \cos\left(\frac{2\pi}{\lambda_n} x + \Delta\varphi_n\right). \quad (4)$$

#### Результаты и выводы

Возможность уменьшения волнистости с помощью модулированного ЛИ было исследовано на плоских фрезерованных образцах из стали

4Х5МФС. Фрезерование осуществлялось концевой сферической фрезой. Поверхности были обработа-

ны с шагом  $L = 1$  и  $2$  мм.

Постоянные параметры обработки: диаметр лазерного луча  $d_L = 500$  мкм, шаг сканирования  $d_y = 70$  мкм, скорость сканирования  $V_{scan} = 50$  мм/с, средняя мощность ЛИ  $P_m = 260$  Вт. Значения этих параметров были выбраны из типичных значения для лазерного структурирования стали 4Х5МФС.

Профилограммы исходной и обработанных поверхностей представлены на рис. 4 и 5. Обработка была проведена с помощью как модулированного, так и немодулированного ЛИ.

Для шага фрезерования  $L = 1$  мм обработка немодулированным ЛИ (полирование) уменьшает параметр шероховатости Ra в диапазоне длин волн 0.64-1.28 мм с 3.1 мкм до 0.35 мкм, то есть в 8.8 раз. Обработка с модулированной мощностью

дает уменьшение такой же начальной структуры до 0.12 мкм, т.е. в 25.8 раз. Для шага фрезерования  $L = 2$  мм обработка модулированным ЛИ показывает более высокую эффективность. Так, волнистость в диапазоне длин волн 1.28-2.56 мм при полировании уменьшается с 12.0 мкм до 9.6 мкм, т.е. в 1.25 раз и до 1.3 мкм, т.е. в 9.2 раз при обработке модулированным ЛИ.

Возможная причина, почему эффективность обработки с модуляцией выше для больших длин волн состоит в том, что при меньшем шаге фрезерования возрастает роль размера ванны расплава (здесь 500 мкм). То есть относительно небольшая разница между полированием и обработкой с модуляцией мощности ЛИ для относительно коротких длин волн может быть объяснена большим влиянием перераспределения материала поверхностного слоя внутри ванны расплава.

В целом, лазерная поверхностная обработка с модуляцией ЛИ способствует значительному уменьшению волнистости поверхности. Уменьшение волнистости с помощью модулированного ЛИ

1. Temmler, A., Willenborg, E., Wissenbach K. Laser Polishing // Laser Applications in Microelectronic and Optoelectronic Manufacturing (LAMOM) XVII. 2012. Proc. of SPIE Vol. 8243 82430W-1

2. Temmler, A., Willenborg, E., Wissenbach, K., Structuring by Remelting // Proceedings of the 5th Int. WLTConference on Lasers in Manufacturing. 2009. P.403-407 (2009).

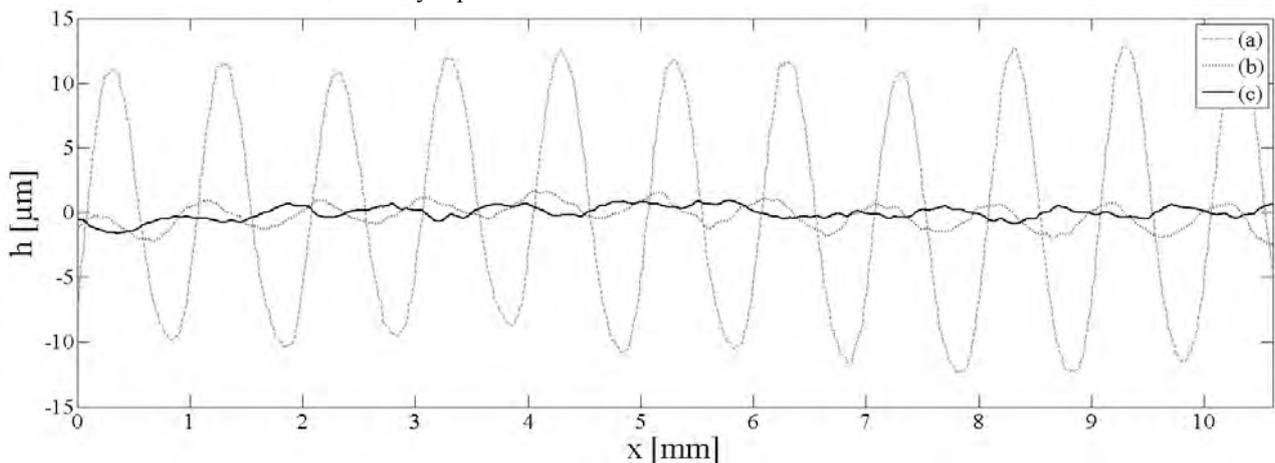


Рис. 4. Профилограммы фрезерованной исходной структуры  $Ra=3.1$  мкм (а), полированной  $Ra=0.35$  мкм (б) и обработанной модулированным ЛИ  $Ra=0.12$  мкм (с) поверхностей. Шаг фрезерования  $L=1$  мм

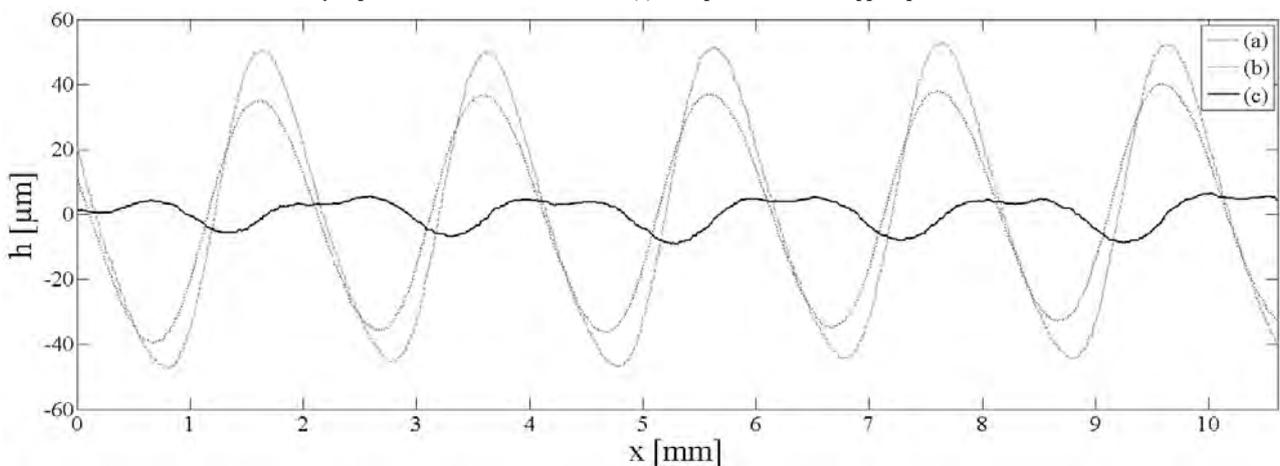


Рис. 5. Профилограммы фрезерованной исходной структуры  $Ra=12.0$  мкм (а), полированной  $Ra=9.6$  мкм (б) и обработанной модулированным ЛИ  $Ra=1.3$  мкм (с) поверхностей. Шаг фрезерования  $L=2$  мм

более эффективно, чем немодулированного. Относительное уменьшение волнистости поверхности выше для больших длин волн (шаг фрезерования  $L = 2$  мм).

## ИННОВАЦИИ В МЕТОДОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРИЕМЛЕМЫХ РИСКОВ ПРИ СОЗДАНИИ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ

А.Н. Панов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [a.panov@tut.by](mailto:a.panov@tut.by)

Комплексный анализ теории и практики проектирования и изготовления технических и технологических систем (ТТС) [1-4] выявил системные проблемы не позволяющие традиционными методами при создании мобильных машин (ММ) обеспечить эффективное соотношение «цена-качество-сроки поставки», особенно показатели нагруженности, прочности, надежности и безопасности. Причины – применение комплекса моделей, методов и средств не адекватных концепции управления рисками и затратами, возникающими при проектировании, производстве и эксплуатации ММ. Рассматриваемые ТТС и процессы их создания относятся к сложным, динамическим и нелинейным системам, при их анализе является недостаточным применение лишь классических принципов, например, суперпозиции, метод структурной схемы надежности и т.п. В процессе системного анализа необходимо учитывать, в первую очередь, «анализ конструкции». Во вторую – надежность технологического процесса изготовления и его элементов – «анализ технологической операции». Для моделирования, управления надежностью и безопасностью ТТС следует на новом системном уровне рассматривать такие факторы как: «человек-оператор», «производство», «предприятие» и т.д. Указанные факторы асимптотически устойчивы лишь при малых возмущениях. Выявлено [1-3], что в случае внесения малейших неопределенностей в начальные условия (производство, контроль и испытания, поставщики, эксплуатация, персонал и т.п.) происходит переход ТТС в критическое состояние, внутренние флуктуации и внешние возмущения приводят к бифуркации, а значит к существенным изменениям и катастрофическим последствиям для функционирования ТТС. При этом следует отметить, что рассматриваемые сложные системы консервативны, в тоже время динамически неустойчивые, обладают адаптационными возможностями. Установлено, что с позиции приемлемого риска результативно и эффективно для заинтересованных сторон предупреждать возникновение в ТТС несоответствий, осуществлять управление процессами [2-4].

**Цель работы** – научно обосновать, создать и реализовать на практике новую методологию, модели и средства системного планирования и обеспечения надежности и безопасности мобильных машин из условий прочности на этапах проектирования и изготовления для их эффективного серийного производства и эксплуатации.

**Предложено** [2,3] достижение приемлемых рисков осуществлять на этапах процесса жизненного цикла организации, проекта, продукта – ММ и реализовы-

вать как составную часть монопроекта–  $P_{\text{МоПроект}}$ . Модели включают показатели планирования качества продукции, массив планов: опытный образец –  $\{OO(t)\}$ , опытная партия –  $\{OP(t)\}$ , серийное производство –  $\{СП(t)\}$ , постоянное улучшение –  $\{ПУ(t)\}$ ;  $P_R$  и  $[P_R^*]$  – заданный и минимально допустимый риск несоответствия ММ и процессов изготовления требованиям. Показано, что планирование надежности и безопасности  $P_{PQ}$  – массив планов реализации вероятностно-детерминированных процедур  $E_{kl}$  [2,3]. Установлено, что необходимое и достаточное условие –  $P_{PQ} \supset (\{OO(t)\}; \{OP(t)\}; \{СП(t)\}; \{ПУ(t)\})$  (1), что позволяет анализировать достигнутые риски  $P_R$  требуемым –  $[P_R^*]$  для конструкций ММ и процессов их изготовления.

Показано, что для повышения эффективности планирования качества для заинтересованных сторон, т.е.  $C_{PIQ} = R_{REZ PIQ} / R_{RES PIQ} \Rightarrow \max$  (2) при  $R_{REZ PIQ} \geq [R_{REZ PIQ}]$  (3) и  $R_{RES PIQ} \Rightarrow \min$  (4) следует осуществлять идентификацию  $\Theta$  на этапах жизненного цикла продукции и процессов серьезности последствий несоответствий параметров, т.е. рисков- $\{R_Q\}$ , при  $\{R_Q\} \supset (\{C\}, \{O\}, \{D\})$  (5), где  $\{C\}$ ,  $\{O\}$ ,  $\{D\}$  – серьезность последствий несоответствия параметров, вероятности его возникновения и обнаружения. Для повышения эффективности, получения соотношения «приемлемая цена – соответствующее качество» необходимо фокусировать деятельность по планированию надежности и безопасности на идентифицированных характеристиках ММ и процессов изготовления в актуализируемом массиве специальных характеристик  $\{CX\} = \{S_p^*, F^*, D^*, S_H^* \dots\}$  (6). В массиве – важными параметрами  $\Delta_D^*$  продукции и процессов являются, в том числе:  $S_p^*$ -безопасность,  $F^*$ -функционационирование,  $D^*$ -надежность,  $S_H^*$ -техника безопасности производства и т.п. Актуализация  $\{CX\}$  осуществляется на всех этапах планирования  $\{OO(t)\}$ ;  $\{OP(t)\}$ ;  $\{СП(t)\}$ ;  $\{ПУ(t)\}$ . Предложено в КТД идентифицированные параметры выделять  $\Theta$  специальными символами [2,3] для которых представлены соответствующие описания критериев последствий несоответствия. Достоверность доказательств вероятности возникновения, обнаружения параметров в зависимости от важности основано на применении адекватных рискам статистических методов при оценке соответствия ММ, процессов изготовления, методов диагностики ММ в эксплуатации. Показано, что адекватность идентификации  $\Theta$  рисков продуктов и процессов  $\{R_Q\}$  приемлема, т.е.  $\Delta \leq [\Delta^*]$  (7), при заданных ресурсных ограничениях  $R_{RES PIQ} \leq [R_{RES PIQ}]$  (8), если в процессе ее реализации исполь-

зованная информация  $\{I\} \Rightarrow \max (9)$ , где  $\Delta$  и  $[\Delta^*]$  - достигнутая и заданная погрешность в оценке серьезности последствий несоответствия продукта и процесса;  $\{I\}$  – массив информации о продукции и процессе изготовления.

Показано, что для *результативного и эффективного*, т.е.  $R_{REZPIQ} \geq [R_{REZPIQ}]$  (10), а  $C_{PIQ} \Rightarrow \max$ , планирования показателей надежности и безопасности продукта и процесса изготовления необходимо и достаточно доведение вероятности появления каждой из причин  $\{\Omega\}_i$  каждого из идентифицированных рисков  $P_{RI}$  до приемлемого, т.е. если  $P_{RI} = F(\{\Omega\}_i)$  (11) и для  $P_{RI}$  выполняется условие  $(\{\Omega\}_i) \leq [\{\Omega\}_i]$  (12), при этом  $\{\Omega\} \supset (\{O\}, \{D\})$  (13), где  $(\{\Omega\}_i)$  – массив причин  $i$ -го риска,  $\{O\}$  и  $\{D\}$  – массивы вероятностей возникновения и обнаружения несоответствующих параметров. Установлено, что для *результативного в течение жизненного цикла*, т.е.  $R_{REZPIQ} \geq [R_{REZPIQ}]$ , планирования качества (показатели надежности и безопасности)  $P_{PQ}$  продукта и процесса изготовления на основе адекватной идентификации  $\Theta$  рисков для заинтересованных сторон, необходимо и достаточно на этапах  $\{OO(t)\}; \{OP(t)\}; \{CP(t)\}; \{PY(t)\}$  опережающее, актуализируемое управление вероятностью возникновения  $\{O\}$  и обнаружения  $\{D\}$  всех идентифицированных причин  $\{\Omega\}$  несоответствий параметров продукции и процессов изготовления. Для этапов  $\{OO(t)\}; \{OP(t)\}; \{CP(t)\}; \{PY(t)\} - P_{PQ} \supset (\{PND\}, \{\Theta\}, \{RP/CP\}, \{MI/DI\}, \{MM\}, \{I/O\}, \{INF/A\}, \{PR\}, \{d(t)/AS, APc, APd\})$  (14), где адекватных степени риска  $\{R_Q\}$  массивы:  $\{PND\}$  – параметров продукта/процесса, их номинальных значение и полей допусков;  $\{\Theta\}$  - идентификаторов важности параметра – т.е. риска  $\{R_Q\}$ ;  $\{RP/CP\}$  - методов обнаружения несоответствия параметров продукта;  $\{MI/DI\}$  – методов измерения и их достоверности;  $\{MM\}$  - планов предотвращения несоответствий при управлении ресурсами –  $M_{7M+R}(t)$  (персонал; средства и методы производства; инфраструктура и др.);  $\{I/O\}$  - методов идентификации статуса контроля продукции, процессов и объектов управления;  $\{INF/A\}$  - методов информационного обеспечения и обработки данных;  $\{PR\}$  - планов реагирования в случае обнаружения несоответствия параметров;  $\{d(t)/AS, APc, APd\}$  (15) – планов внешних управляющих воздействий для снижения ошибок  $\Delta NI_{NakInf}(t)$  на основе информации полученной аудиторами системы -  $AS$ , процессов -  $APc$  и продуктов –  $APd$ . Документирование планирования показателей надежности и безопасности реализуется в программе управления качеством  $\{J\} = (\{PND\}, \{\Theta\}, \{RP/CP\}, \{MI/DI\}, \{MM\}, \{I/O\}, \{INF/A\}, \{PR\}, \{d(t)/AS, APc, APd\})$  (16).

Установлено [2,3], что для *результативного во времени  $t$  планирования надежности и безопасности*  $P_{PQ}$  продукции и процесса изготовления, их улучшения, снижения затрат, т.е.  $R_{REZPIQ} \geq [R_{REZPIQ}]$ ,  $P_{R(t+1)} \leq P_{R(t)} \leq [P_R^*]$  (17),  $R_{RESPIQ(t+1)} \leq R_{RESPIQ(t)}$  (18), на основе адекватной идентификации  $\Theta$  рисков  $\{R_Q\}$  в течение интервала времени  $(t_{i+1}) \leq [t^*]$  необходимы внешние целенаправленные воздействия  $\{U(t)\}$  приво-

дящие к: а) устранению всех обнаруженных при  $t_i$  причин возникновения несоответствий параметров; б) уменьшению вариации процессов; в) предотвращению появления идентифицированных на основе актуальных достижений науки, техники и всех выявленных потенциальных причин несоответствий параметров в аналогичных продуктах и процессах изготовления.

На основе развития моделей затрат на качество [3], а также предложенной методологии максимума эффективности при приемлемом риске, разработана модель оптимизации затрат [2,3]. Установлено, что эффективность, для заинтересованных сторон, планирования показателей надежности и безопасности  $C_{PIQ} \Rightarrow \max$  при  $R_{REZPIQ} \geq [R_{REZPIQ}]$  и  $R_{RES} = R_{RESPR} + R_{RESPIQ} \Rightarrow \min$  (19), за счет  $R_{RESPIQ} \Rightarrow \min$  (20), где  $R_{RESPIQ} = R_{RESQP_r} + R_{RESQK} + R_{RESQF}$  (21) обеспечивается, если  $R_{RESQP_r} = R_{RESQK} = R_{RESQF}$  (22), где  $R_{RESQF}(t) = R^*_{RESQF}(t) + R^{**}_{RESQF}(t)$  (23), в жизненном цикле  $L_{BN}$  продукции и процессов изготовления, причем граничные условия для этапов  $B-N$  [2,3] от  $R_{RESQF}(t_B) = R^{**}_{RESQF}(t_B)$  (24) до  $R_{RESQF}(t_N) = R^*_{RESQF}(t_N)$  (25), где  $R_{RESPR}$ ,  $R_{RESPIQ}$  – требуемые ресурсы на производство и качество,  $R_{RESQP_r}$ ,  $R_{RESQK}$ ,  $R_{RESQF}$  – затраты на предупреждение несоответствий параметров, их контроль и потери;  $R^*_{RESQF}(t)$  и  $R^{**}_{RESQF}(t)$  - фактические и потенциальные потери. Для обеспечения надежности и безопасности ТТС систему управления в машиностроительном производстве, включающую порядок постановки продукции на производство,  $S_{OM}$  – следует рассматривать как сложную систему макроуровня. Разработаны модели управления в машиностроительном производстве и массив элементов  $E_{kl}$  системы, в том числе управления надежностью, а также структура этапов  $\{A-O\}$  его жизненного цикла [2,3]. Определены критерии эффективности системы  $S_{OM}$ , приемлемого риска для заинтересованных сторон – потребителя, изготовителя, поставщиков и т.д., сформулированы требования для определения ресурсов на обеспечение качества и процессы  $[0, T]$  организации. Определены условия и разработана модель адаптации системы  $S_{OM}$ , а также цикл постоянного улучшения [2,3]. Показано [2,3], что методики и результаты прогнозирования и анализа рисков конструкции ММ следует неразрывно связывать с рисками при серийном производстве. Следует отметить, что осуществляемая (ГОСТ 27.202, ГОСТ 27.203 и др.) оценка вероятности  $P_n$  попадания параметров продукции в поле допуска не связана с риском отказа ММ. Установлено, что надежность процесса изготовления  $K = F(P_n)$  (26) следует рассматривать как вероятность  $P_n$  недостижения номинальной величины параметра качества продукции в зависимости от важности  $\{C\}$  данного параметра. В развитие существующей разработанная модель проектирования ПИ серийного и массового производства, включает: опережающее планирование качества продукции и процесса изготовления –  $P_{PQ}$ , разработку  $\{CX\}$ ,  $\{J\}$  как этапов  $L_{BN}$ ; нормирование методов  $E_{kl}$  последовательного снятия неопределенности –  $P_{PIQ}$

$(t_{i-1}, t_i, t_{i+1})$ ; идентификацию  $\Theta$  параметров серьезности последствий  $\{C\}$  несоответствия параметров продукции и процесса изготовления их номинальной величине в КТД; определение приемлемого риска  $\{R_Q\}$  – как вероятности несоответствия параметра номинальной величине в связи с серьезностью последствий; проведение обязательного вида контроля и аудитов  $\{RP/CP\}$  в зависимости от  $\{R_Q\}$  в рамках жизненного цикла продукции и процессов [2,3]; анализ опытной  $\{OP(t)\}$  и первой серийной партии  $\{СП(t)\}$  по критерию вероятности несоответствия параметров в зависимости от  $\{R_Q\}$ ; оценку  $M_{об}$  в целом измерительной системы  $\{MI/DI\}$  в зависимости от  $\{R_Q\}$  при апробации опытной партии  $\{OP(t)\}$ ; совместное планирование вероятности появления несоответствий от идентифицированных причин  $M_{7M+R}(t)$ ; постоянное совершенствование  $P_{PQ}(t_{i-1}, t_i, t_{i+1})$  ПИ за счет снижения вариаций, устранения выявленных коренных причин несоответствий параметров, диагностики аудитов процесса -  $APc$  и продукта -  $Apd$ ; адекватное  $\{R_Q\}$  планирование способов идентификации и обратной прослеживаемости  $\{I/O\}$ ; регистрацию записей  $\{INF/A\}$  по результатам измерения и анализ проблем с ПИ в связи с ходом процесса и состояния объектов управления  $M_{7M+R}(t)$  и т.д.; однозначную процедуру распределения ответственности за управление, анализ данных, за наличие и реализацию адекватных планов реагирования  $\{PR\}$ ; назначение периодических испытаний продукции. Кроме традиционных, в качестве входных данных - информационной базы разработки ПИ - необходимо использовать массив специальных характеристик  $\{CX\}$ , программу управления качеством продукта  $\{J\}_p$ . Традиционные этапы проектирования ТП реализуются в соответствии с  $E_{KL}$  и дополняются: а) разработкой «карты процесса»  $\{KL\}$ - для анализа рисков; б) планированием обслуживания и ремонта оборудования, инструмента, анализа метрологической достоверности измерений, обучения персонала, создания требуемых условий среды и т.п., включающее создание адекватных рискам  $\{R_Q\}$  планов обратной прослеживаемости, в программе управления качеством процесса  $\{J\}_n$  (опытной партии -  $\{J\}_{он}$ , серии -  $\{J\}_{сн}$ ); в) проверкой «опытной партии» для оценки возможности и т.п. процесса, метрологической достоверности на основе опытно- статистических исследований; г) планированием и реализацией постоянного совершенствования. Показано, что разработанная модель планирования надежности ПИ обеспечивает достижение результативности  $R_{REZ PQ(TI)} \Rightarrow \max$  (27), при выполнении ограничений  $P_R \leq [P_R^*]$  и эффективности планирования надежности ПИ  $C_{PQ(TI)} = R_{REZ PQ(TI)} / R_{RES PQ(TI)} \Rightarrow \max$  (28) при  $R_{REZ PQ(TI)} [R_{REZ PQ(TI)}]$  (29) и  $R_{RES PQ(TI)} \Rightarrow \min$  (30). Установлено, что вероятностью появления несоответствия ПИ в зависимости от серьезности  $\{C\}$  его последствий при реализации целей  $P_R \leq [P_R^*]$  при оптимальных затратах на качество  $R_{RES PQ}$  можно управлять на основе использования адекватной информации  $NI_{NakInf} \{t, b(t), B(t)\}$  о потенциальных свойствах процесса изготовления, путем выбора и назначения адекватных  $\{R_Q\}$ : а)

обязательных видов контроля -  $\{K_{O_i}\}$  и  $\{K_{O_{но}}\}$ ; б) планов реагирования  $\{PR\}$  (для идентификации, устранения основных  $\{O_{о}\}$  и не основных  $\{O_{но}\}$  причин); в) аудитов продукта  $APd$  и процесса изготовления  $APc$  (для диагностики степени дезорганизации  $S_{Dez}$ , ошибки динамической памяти  $NI_{NakInf}(t)$ , флуктуации функций  $\Delta \Phi_{Scc}(t)$  сложных систем  $S_{cc}$ ; г) целенаправленных внешних воздействий  $\{U(t)\}$  - для возврата функции процесса изготовления в требуемые пределы-  $\Phi_{Scc}(t) \in [\Phi_{Scc}(t)]$  (31). Где  $b(t), B(t)$ -соответственно векторы внешнего целенаправленного воздействия и условий среды. В работе предложено при проектировании ТП использовать приемлемый с позиции «затраты–риск» выбор обязательных видов контроля и аудитов [2,3].

**В результате проведенной работы разработан комплекс моделей, методик и средств системного планирования и обеспечения надежности и безопасности ММ из условий прочности, направленный на достижение максимальной эффективности при заданном риске в рамках жизненного цикла ММ, отличающийся тем, что требуемый уровень несоответствий (отказов) обеспечивается достижением приемлемого уровня вероятностей как возникновения всех идентифицированных причин появления отказов, так и обнаружения всех причин при контроле и включающий: нормирование; опережающее проектирование достижение вероятностей несоответствия продукции, процесса изготовления в зависимости от серьезности последствий (критерий приемлемости риска); оптимизацию затрат на надежность и безопасность.**

1. Безопасность России. Том 2. Часть II. Обеспечение защищенности критически важных объектов от чрезвычайных ситуаций. / Под общ. ред. Махутова Н.А. - М.: МГФО «Знание», 2012, - 588 с.
2. Горбачевич, М.И. Проектирование транспортных средств: нагруженность, повреждение, ресурс/ М.И. Горбачевич, А.Н. Панов, С.М. Минюкович; Под общей ред. А.Н. Панова. – Мн.: «Технопринт», 2005г. -264 с.:ил.
3. Панов, А.Н. Научно-методические основы проектирования: системное обеспечение приемлемых рисков в автотракторсельхозмашиностроении/ А.Н. Панов, И.И. Осмола, И.В. Шкадрцов, В.Б. Ловкис, Л.А. Маринич; под общей ред. А.Н.Панова. – Минск: БГАТУ, 2009. – 486 с.:
4. IEC 60300-1/Ed3: Dependability management- Part 1: Guidance for management and application, 2014

## МОДЕЛИРОВАНИЕ ОТКЛИКА НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ МНОГОКООРДИНАТНОЙ МАШИНЫ С ЧПУ НА СТУПЕНЧАТОЕ СИЛОВОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ

О.В. Пась, Н.А. Серков

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

### Цель. Постановка задачи исследования

Одним из ключевых показателей качества технологического оборудования является его статическая и динамическая жесткость.

Поэтому крайне важным представляется решение задач анализа и синтеза несущих систем станков для обеспечения максимальных показателей жесткости. Решение, однако, осложняется наличием определенных трудностей. Во-первых, жесткость машины с ЧПУ зависит в значительной мере не только от механических параметров системы, но и от свойств электромеханической системы двигателя, настроек регуляторов. Во-вторых, вследствие своей сложной природы, жесткость также является комплексной величиной, выполнить оценку которой по одному интегральному показателю достаточно сложно. Ранее в работе [1] были предложены критерии для комплексной оценки жесткости многокоординатной машины, определяемые по отклику системы на силовое «ступенчатое» воздействие. Отмечено, что указанные критерии являются противо-

речивыми, и задача проектирования (синтеза) несущей системы станка является многокритериальной. Поэтому для решения данной задачи необходимо разработать комплексную мат. модель, моделирующую механическую, электромеханическую и управляющую части НС. В [1] была представлена схема построения такой модели.

В настоящей работе сделана попытка ее реализации на основе метода структурных схем, с привлечением пакета имитационного моделирования Matlab Simulink.

### Описание модели

В соответствии с [1] разработанная динамическая модель состоит из нескольких подсистем. На структурной схеме модели (рис. 1) каждой подсистеме соответствуют контуры, обведенные серой пунктирной линией.

Опишем более подробно каждую из частей.

### Модель электродвигателя

При построении модели электродвигателя было

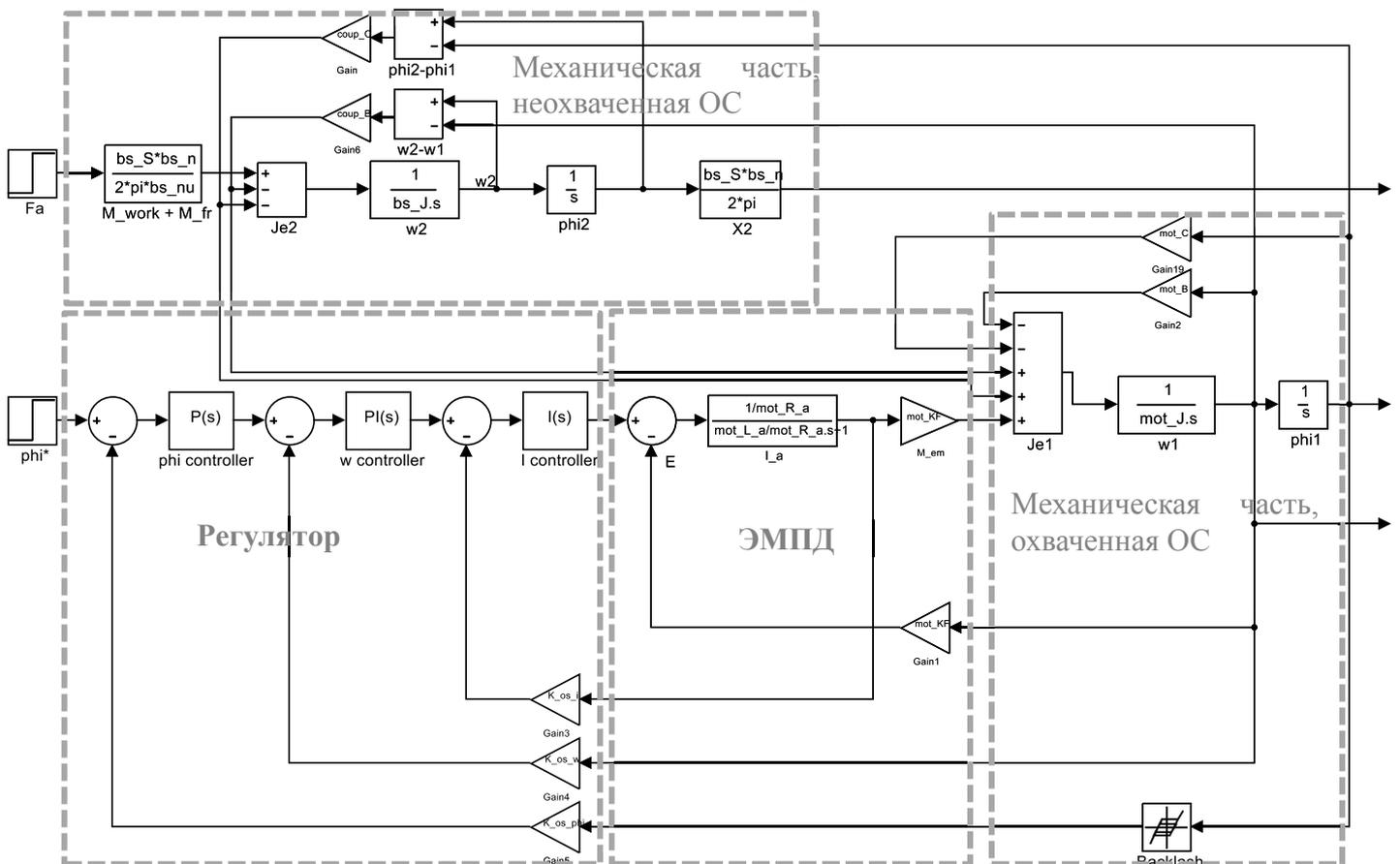


Рис. 1. Структурная схема модели НС по одной координате

принято допущение, что поле возбуждения считается постоянным при постоянном напряжении возбуждения, а момент сопротивления на валу двигателя не зависит от скорости вращения якоря. Тогда электромагнитная модель двигателя будет описываться известными соотношениями:

$$U_{я} = L_{я} \frac{di_{я}}{dt} + i_{я} R_{я} + E, \quad E = k_e \omega, \quad M_{эм} = k_M i_{я}. \quad (1)$$

В уравнениях (1)  $U_{я}$  – напряжение питания якоря, поступающее со входа регулятора,  $M_{эм}$  – движущий момент на валу электродвигателя,  $i_{я}$ ,  $L_{я}$ ,  $R_{я}$  – ток, индуктивность и сопротивление цепи якоря,  $E$  – противоэдс, зависящая от скорости вращения вала двигателя,  $k_M, k_e$  – конструктивные параметры.

Соответствующая передаточная функция, характеризующая зависимость движущего момента  $M_{эм}$  от напряжения питания якоря  $U_{я}$ :

$$W(s) = \frac{k_M(1-E/U_{я})}{L_{я}s + R_{я}}. \quad (2)$$

### Модель механической части привода

Механическая часть привода образована соединением двух подсистем. На схеме на рис. 1 они обозначены как механическая часть, охваченная обратной связью и соответственно механическая часть, неохваченная обратной связью. Первая подсистема представлена ротором электродвигателя с установленным датчиком поворота, угловой скорости и тока. Второй подсистеме соответствует исполнительный механизм, шарико-винтовая передача. Ходовой винт ШВП соединен с валом двигателя упругой муфтой с приведенным коэффициентом крутильной жесткости  $c_2$ , вязкое трение в соединении пропорционально  $b_2$ . Получим следующие выражения, описывающие поведение механической системы «вал-ходовой винт»:

$$\begin{cases} J_1 \frac{d\omega_1}{dt} = M_{эм} - b_1 \omega_1 - c_1 \varphi_1 + b_2(\omega_2 - \omega_1) + c_2(\varphi_2 - \varphi_1) \\ J_2 \frac{d\omega_2}{dt} = M_c - b_2(\omega_2 - \omega_1) - c_2(\varphi_2 - \varphi_1). \end{cases} \quad (3)$$

Здесь  $J_1, J_2$  – моменты инерции вала ротора и ходового винта,  $\omega_1, \omega_2$  – их скорости вращения,  $\varphi_1, \varphi_2$  – углы поворота ротора и винта соответственно,  $M_{эм}$  – движущий момент, определяемый из соотношений (1),  $M_c$  – момент внешней силы (полезное сопротивление), приведенный ко 2-ой массе.

Вращательное движение ходового винта связано с поступательным перемещением каретки следующими соотношениями между скоростными и силовыми параметрами (при пренебрежимо малой массе каретки). Для скорости  $v_2$  поступательного движения каретки:

$$v_2 = \frac{s \cdot n}{2\pi} \omega_2. \quad (4)$$

В свою очередь, приложенную к каретке внешнюю осевую силу  $F_a$  с учетом потерь на трение в ШВП, выражаемых через КПД  $\mu$ , можно преобразовать в приведенный момент  $M_c$  след. обра-

зом:

$$M_c = \frac{s \cdot n}{2\pi \mu} F_a. \quad (5)$$

В формулах (4) и (5)  $S$  – шаг резьбы винта,  $n$  – число заходов резьбы.

### Модель системы управления. Настройка регуляторов

При разработке модели регулятора воспользуемся общепринятой схемой построения СУ, при которой система представляет собой каскад из контурных регуляторов, в нашем случае – тока, скорости и положения. Учтем, что инерционность в цепях ОС пренебрежимо мала в сравнении с инерционностью цепи якоря, инерционность силового преобразователя в токовом контуре скомпенсирована, а эффекты, связанные с насыщением, не проявляются в интересующих нас режимах работы.

Настройку будем осуществлять от внутреннего контура к внешнему. При определении коэффициентов регулятора воспользуемся типовыми методиками настройки общепромышленных ПИД-регуляторов на линейный, технический, симметричный оптимумы [2, 3], в зависимости от требований и структуры контура. Рассмотрим отдельно каждый контур.

Контур тока. К функционирования контура специфичных требований не предъявляется, поэтому воспользуемся вариантом по умолчанию, настроив его на технический оптимум (ТО). Такая настройка делает систему похожей на апериодическое звено 1-ого порядка с удвоенной постоянной времени, при небольшом перерегулировании (~5%) [2].

Для настройки на ТО передаточная функция токового регулятора должна иметь вид:

$$W_{рег}^I(s) = \frac{1}{s} * \frac{R_{я}}{2T_{я}k_{oc}}. \quad (6)$$

Что соответствует выбору интегрального регулятора с параметром  $k_{и}^I = \frac{R_{я}}{2T_{я}k_{M}k_{oc}}$ .

Полученная передаточная функция замкнутой системы токового контура будет иметь стандартизованный вид:

$$W_{зам}^I(s) = \frac{1}{2T_{я}^2s^2 + 2T_{я}s + 1} * \frac{1}{k_{oc}^I} \approx \frac{1}{2T_{я}s + 1} * \frac{1}{k_{oc}^I}. \quad (7)$$

В скоростном контуре присутствуют многочисленные возмущающие воздействия  $c_1\varphi_1, b_1\omega_1$  (см. рис.1). Чтобы скомпенсировать их влияние, необходимо использовать ПИ-регулятор. Проще всего это сделать при помощи настройки контура на симметричный оптимум (СО). Настроенная на СО система будет обладать большим перерегулированием с колебательным характером переходного процесса, при этом обеспечивается астатизм системы по управляющему и возмущающему воздействиям [3].

Выберем передаточную функцию регулятора в виде:

$$W_{рег}^{\omega}(s) = \frac{(T_{и}^{\omega}s + 1)}{T_{и}^{\omega}s} * \frac{J_1 k_{oc}^I}{4T_{я}k_{M}k_{oc}^{\omega}}. \quad (8)$$

Здесь постоянная времени интегратора  $T_{\text{и}}^{\omega} = 8T_{\text{я}}$ .

Данную передаточную функцию реализует параллельный ПИ-регулятор с параметрами  $k_{\text{п}}^{\omega} = \frac{J_1 k_{\text{ос}}^l}{4T_{\text{я}} k_{\text{м}} k_{\text{ос}}^{\omega}}$ ,  $k_{\text{и}}^{\omega} = \frac{k_{\text{п}}^{\omega}}{T_{\text{и}}^{\omega}}$ .

Полученная передаточная функция контура:

$$W_{\text{зам}}^{\omega}(s) = \frac{8T_{\text{я}}s+1}{64T_{\text{я}}^3s^3+32T_{\text{я}}^2s^2+8T_{\text{я}}s+1}. \quad (9)$$

Контур положения должен функционировать

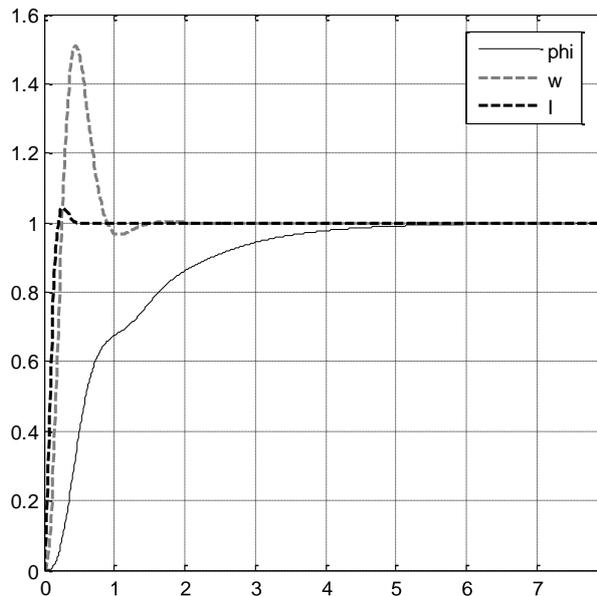


Рис. 2. Отклик контуров регулирования ЭП на единичное управляющее воздействие

без перерегулирования и обеспечивать требуемый запас устойчивости по модулю. Поэтому настроим контур на линейный оптимум(ЛО), что даст нам обозначенный результат за счет значительного увеличения(в 2 и больше раз) времени переходного процесса[2]. Для настройки будет достаточно П-регулятора. Из условий устойчивости добротность по скорости  $D_w < 3/16T_{\text{я}}$ , откуда:

$$W_{\text{рег}}^{\varphi}(s) = \frac{3}{16} \frac{k_{\text{ос}}^{\omega}}{\beta T_{\text{я}} k_{\text{ос}}^{\varphi}} \quad (10)$$

В итоге получим передаточную функцию следующего вида:

$$W_{\text{зам}}^l(s) = \frac{1}{64T_{\text{я}}^2s^2+16T_{\text{я}}s+1} * \frac{1}{k_{\text{ос}}^{\varphi}} \quad (11)$$

На рис. 2 приведены переходные характеристики по единичному управляющему ступенчатому воздействию для настроенных контуров тока(сплошная линия на графике), скорости(серая пунктирная линия) и положения(черная пунктирная). Как видно из графиков, поведение каждого из контуров соответствует описанному выше и в работах[2, 3] поведению типовой системы, определяемой методикой настройки.

Дополним теперь модель второй массой: механической частью, не охваченной ОС(см.рис.1), воспользовавшись выведенными соотношениями(3). Определим реакции этих подсистем на силовое ступенчатое воздействие. Соответствующие кривые приведены на рис.3: черной сплошной линии соот-

ветствует сигнал "phi1", снятый с блока "phi1" подсистемы с ОС, серой линии – соответственно кривая "phi2". Как видно из рисунка, реакции обеих подсистем носят характер затухающих колебаний с различными формами, в зависимости от параметров. Главное отличие состоит в отсутствии статической ошибки в системе с ОС, что объясняется компенсацией возмущения ПИ-регулятором в скоростном контуре. Что, в свою очередь, свидетельствует о

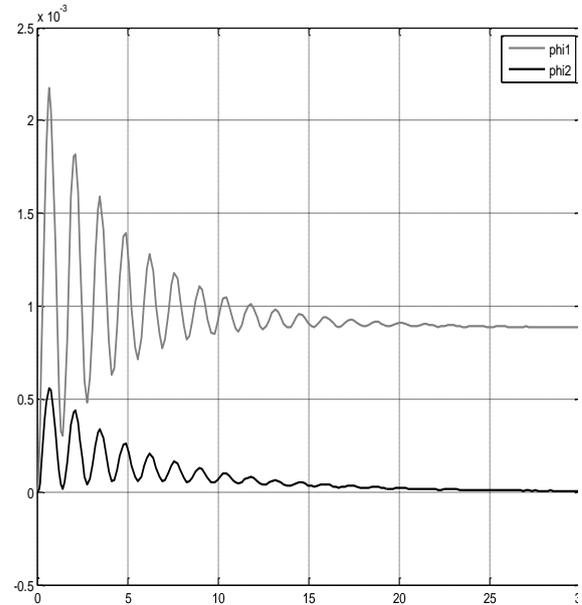


Рис. 3. Реакция механических подсистем НС на силовое «ступенчатое» воздействие

корректной работе модели и правильно выполненной настройке СУ.

Выводы:

- разработана динамическая модель несущей системы многокоординатной машины с ЧПУ на основе пакета Matlab Simulink;
- выполнена настройка регуляторов по стандартным методикам, изложенным в работах [2, 3]. Правильность настройки модели проверена по реакции системы на ступенчатое управляющее воздействие;
- получена реакция системы на ступенчатое силовое воздействие со стороны инструмента
- предполагается дальнейшее развитие модели в направлении учета нелинейностей типа зазор

1. Серков Н. А., Мерзляков А. А. Тестирование несущей системы машины силовым ступенчатым воздействием Сб. докладов: XI сессии международной научной школы "Фундаментальные и прикладные проблемы надежности и диагностики машин и механизмов" ВПБ-2013 (21-25 октября 2013 г., Санкт-Петербург, С. 160-167
2. Кояин Н.В., Мальцева О.П., Удут Л.С. Оптимизация контуров регулирования систем электропривода по типовым методикам // Известия Томского политехнического университета. – 2005. – Т. 308. – № 7. – С. 120–125.
3. Н.В. Кояин, О.П. Мальцева, Л.С. Оптимизация контуров регулирования систем электропривода по симметричному оптимуму – 2005.- Т. 308. - № 7 – С. 125 -129
4. Jamaludin, Zamberi, Hendrik Van Brussel, Goele Pipeleers, and Jan Swevers. "Accurate Motion Control of Xy High-Speed Linear Drives Using Friction Model Feedforward and Cutting Forces Estimation." CIRP Annals-Manufacturing Technology 57, no. 1 (2008): 403–6.

## ДЕФОРМАЦИОННАЯ СПОСОБНОСТЬ МАРТЕНСИТА ЦЕМЕНТОВАННОГО СЛОЯ

С.А. Пахомова<sup>1</sup>, А.А. Зябрев<sup>2</sup>

<sup>1,2</sup> Московский Государственный Технический университет им. Н.Э. Баумана, Россия;  
<sup>1</sup> [pahom\\_sv@mail.ru](mailto:pahom_sv@mail.ru)

### Цель

Исследование основных закономерностей изменения тонкой структуры мартенситной матрицы – основной составляющей цементованного слоя в процессе деформационного упрочнения зубчатых колес.

### Материалы и методы исследования

Мартенситная матрица - основная структурная составляющая цементованного слоя высоконагруженных зубчатых колес. От способности мартенсита тормозить развитие процессов контактной усталости зависит долговечность зубчатых колес. Установлено, что последнюю можно повысить, если после ХТО провести поверхностное деформационное упрочнение. Технология поверхностной пластической деформации должна быть отработана так, чтобы упрочнение поверхностного слоя не сопровождалось развитием в нем опасной степени повреждений тонкой структуры.

Основными объектами исследования служили роликовые и плоские образцы из стали 16ХЗНВФМБ-Ш (табл. 1).

Таблица 1. Химический состав стали 16ХЗНВФМБ-Ш

Содержание элементов, %								
C	Si	Mn	Cr	Ni	W	Mo	V	Nb
0,14	0,6	0,4	2,6	1,0	1,0	0,4	0,36	0,1
0,19	0,8	0,6	3,0	1,5	1,4	0,6	0,55	0,2

В виду сложного структурного состояния ее цементованного слоя, для более детального исследования тонкой структуры мартенситной матрицы, использовали однофазные железоникелевые сплавы 03Н22 и 25Н20, которые подвергали закалке от  $t = 860...880$  °С в воде и обработке холодом при  $t = -70$  °С.

Подготовку образцов из стали 16ХЗНВФМБ-Ш проводили по технологии, принятой для изготовления высоконагруженных зубчатых колес: цементация (газовая или ионная) при  $t = 930 \pm 10$  °С, отпуск при  $t = 650$  °С, закалка в масле от  $t = 910$  °С, обработка холодом при  $t = -70$  °С, низкий отпуск при  $t = 250...350$  °С. После удаления припуска 0,15 мм шлифованием, образцы подвергали поверхностной

пластической деформации (ППД). ППД осуществляли двумя способами. Первый способ: дробеударная обработка (ДО) на дробеструйной (диаметр дробы 0,2 мм) установке РУМ-2.

Второй способ: тепловая дробеударная обработка (ТДО) на той же установке со встроенными спиральными электронагревателями с нагревом до  $t = 160...240$  °С.

За параметр, контролирующий изменение дислокационной структуры, принимали плотность дефектов кристаллического строения, определяемую продолжительностью ( $\tau_{эл}$  - время упрочнения элемента поверхности, на которую дробь падает под эффективными углами  $90...45^\circ$ ) или энергией деформационного воздействия ( $E$  - энергия деформирования, сообщаемая дробью единице поверхности за время  $\tau_{эл}$ ).

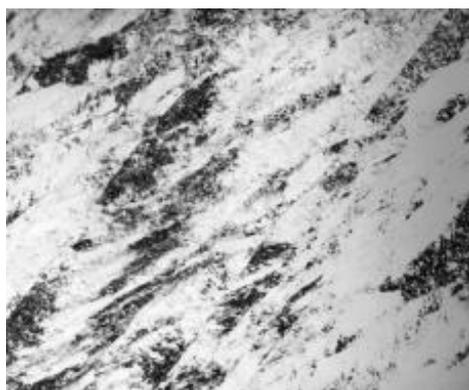
В исходном недеформированном состоянии цементованный слой стали 16ХЗНВФМБ-Ш состоит из мартенсита отпуска и 20...25 % избыточной карбидной фазы. Остаточный аустенит в слое практически отсутствует (по данным рентгеновского анализа его количество менее 5 %).

По данным электронно-микроскопических исследований мартенситная матрица представляет собой сочетание внутренне двойникованных линзовидных кристаллов с высокой плотностью дислокаций и более мелких кристаллов пакетного мартенсита (рис. 1, а). Избыточная карбидная фаза состоит из частиц легированного цементита, имеющих вид глобулей размером 1...3 мкм и включений более мелких специальных карбидов  $M_{23}C_6$  и  $MC$  (преимущественно NbC). Концентрация углерода на рабочей поверхности составила 1,3...1,6 %. Твердость на поверхности была равной  $HRC 62...63$ , в сердцевине -  $HRC 36...38$ .

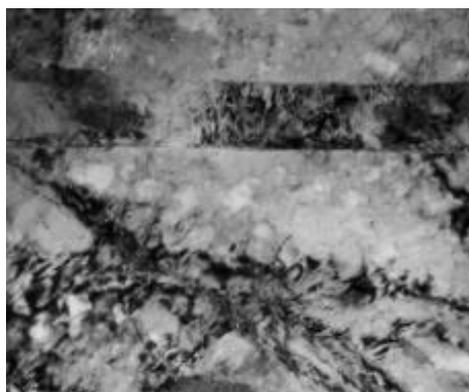
Структура железоникелевого мартенсита имеет сходное строение с мартенситом цементованного слоя (рис. 1, б). Отличие состоит в том, что в диффузионном слое доля двойникованного мартенсита больше, поскольку температура начала мартенситного превращения, определяющая его морфологический тип, несколько ниже.

### Результаты и их обсуждение

Пластическая деформация вносит существенные изменения во все структурные составляющие цементованного слоя. Первостепенное значение имеют изменения в мартенситной матрице.



а) x 25000



б) x 30000

Рис. 1. Тонкая структура мартенсита в исходном состоянии:  
а - цементованного слоя стали 116ХЗНВФМБ-Ш ;  
б – железо-никелевого сплава

Вновь образованные при ППД дислокации и дисклинации взаимодействуют с имеющимися дефектами на границах рек. Четкость границ последних при этом теряется.

В результате такого взаимодействия, протекающего в условиях локального нагрева и подчиняющегося законам синергетики, образуются протяженные, в пределах одного зерна плотные дислокационные стенки и заключенные между ними объемы с относительно низкой плотностью дислокаций. Такие фрагментированные структуры, согласно [1, 2] относятся к диссипативным и означают минимизацию энергии всей дислокационной системы. Их формирование приводит к уменьшению подвижности дислокаций и снижению склонности к накоплению дислокаций в локальных зонах, что сопровождается релаксацией высоких локальных искажений и отражается в снижении ширины интерференционной линии (220) мартенсита (рис. 2). Это один из протекающих при ППД конкурирующих процессов.

Другой процесс связан с локализацией микродеформаций и микронапряжений у структурных концентраторов. В результате, из-за повышенной микропластической неоднородности, ячеистая структура не успевает образоваться во всем объеме металла.

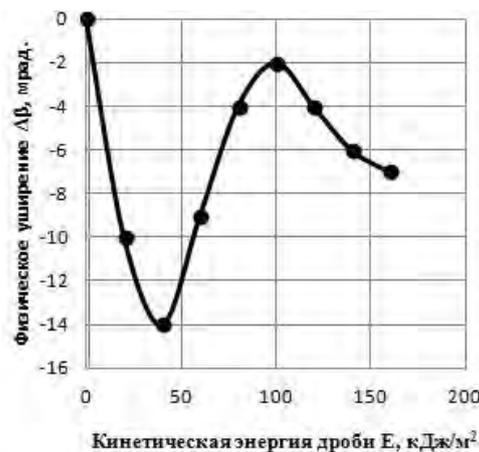


Рис. 2. Изменение физического уширения  $\Delta\beta$  интерференционной линии (220) мартенсита в зависимости от кинетической энергии дробы E

Формируются другие, менее энергоемкие структуры - плоские скопления дислокаций. Подобные процессы наблюдали авторы работ [3] при деформации сжатием.

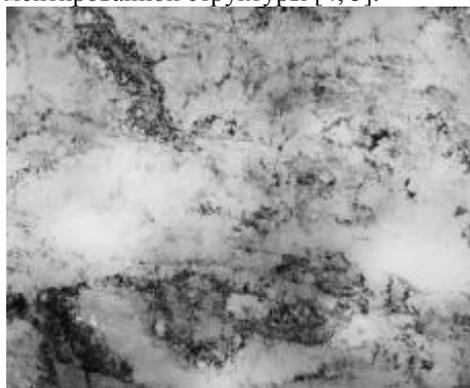
Деформационная способность мартенсита может быть повышена, если сформировать менее насыщенный углеродом слой и соответственно менее развитую карбидную фазу. При этом ППД становится более технологичной операцией. Можно увеличивать время деформирования, использовать более высокую степень упрочнения поверхностного слоя.

Установлено, что для повышения сопротивления мартенсита микропластической деформации, необходимо ППД сочетать с низким отпуском. Последеформационный нагрев снижает опасные локальные напряжения около включений карбидов и уменьшает подвижность дефектов кристаллического строения мартенсита вследствие его деформационного старения. Его положительное влияние, как отмечалось в работах [3, 6], связано с уменьшением локальных микронапряжений вблизи структурных концентраторов напряжений, а также увеличением степени закрепления дислокаций атомами внедрения. Примесями, блокирующими дислокации при деформационном старении являются в первую очередь атомы углерода (а не азота).

Самым эффективным способом повышения деформационной способности мартенсита явилось проведение тепловой деформационной обработки (ТДО) [5]. При одновременном воздействии нагрева и деформации обеспечивается формирование более регулярной ячеистой структуры с пониженным уровнем микроискажений мартенсита. Влияние карбидных включений на локализацию микропластической деформации при этом проявляется в меньшей степени, чем при ППД без нагрева. Данный эффект тем более важен, что упрочнение, возникшее при рациональных режимах ТДО термически устойчиво вследствие высокой стабильности сформированной дислокационной структуры. Это даст возможность повысить рабочую температуру гото-

вых изделий.

Одновременное воздействие деформации и нагрева при ТДО создает условия для сингулярного изменения [2] в дислокационной структуре мартенсита. Под влиянием этих процессов границы реек становятся размытыми, отдельные их участки исчезают. Образуются бесформенные участки новой, так называемой «ковровой» составляющей структуры (рис. 3, а). Последняя является промежуточной структурой и служит основой для формирования фрагментированной структуры [4, 5].



а) x 30000



б) x 35000

Рис. 3. Тонкая структура мартенсита цементованного слоя стали 16Х3НВФМБ-Ш: а) после ТДО; б) после ТДО и отпуска

Для такой структуры характерно наличие участков, относительно свободных от дислокаций, разделенных зонами с высокой степенью сплетения линейных дефектов кристаллической решетки, выполняющих функцию границ ячеек. Среднестатистический поперечный размер ячеек составляет 2...3 мкм, а толщина стенок 0,3...0,5 мкм. При увеличении времени ТДО до  $\tau_{эл} = 6$  мин размер ячеек уменьшается до 1...2 мкм, а толщина стенок и плотность скопления в них дислокаций заметно увеличиваются.

Фрагментирование структуры при ТДО характерно и для реечного мартенсита цементованного слоя (рис. 3, б). По сравнению с железоникелевыми сплавами размер ячеек несколько меньше – 1...2 мкм, тоньше и стенки ячеек. На формирование фрагментированной структуры оказывает влияние

присутствующая в мартенситной матрице избыточная карбидная фаза, частицы которой усиливают неоднородность пластической деформации мартенсита. Наиболее интенсивно ячейки образуются вблизи скоплений мелких карбидов, препятствующих движению дислокаций.

Изменения дислокационной структуры и упрочнение приповерхностной зоны цементованного слоя стали 16Х3НВФМБ-Ш при ТДО сопровождается повышением сопротивления контактной усталости (табл. 2) при оптимальных режимах обработки.

Таблица 2. Контактная выносливость  $N$  стали 16Х3НВФМБ-Ш в зависимости от продолжительности ТДО при разной температуре ТДО

ТДО $\tau_{эл}$ , мин	Долговечность $N_{50} \cdot 10^{-6}$ цикл. при температуре ТДО $t$ , °С	
	$t = 160$	$t = 240$
0	8	8
1	18	12
2	15	10
6	8	6

## Выводы

1. При ТДО по рациональным режимам формируется стабильная фрагментированная субструктура мартенсита, повышающая твердость тонкого поверхностного слоя и остаточные напряжения сжатия в нем, а следовательно и контактную выносливость теплостойких цементованных сталей.
2. ТДО целесообразно сочетать с последующим низкотемпературным отпуском, необходимым обеспечивающим релаксацию пиковых локальных микронапряжений, а также дополнительное упрочнение мартенсита за счет закрепления дислокаций атомами углерода.
3. Упрочнение, возникающее при ТДО термически устойчиво, что дает возможность повышать температуру эксплуатации деталей из теплостойких сталей.

## Ссылки на использованные источники

1. Иванова В.С. Синергетика и усталостное разрушение металлов. М. Наука: 1989. – 246 с.
2. Панин В. Е., Панин А. В. Фундаментальная роль наномасштабного структурного уровня пластической деформации твердых тел // Металловедение и термическая обработка металлов. - 2006. - № 12. - С. 5-10.
3. Пахомова С.А. Эффективность деформационного упрочнения теплостойких сталей // Деформация и разрушение материалов. 2007. № 1. С. 17-20.
4. Пахомова С.А., Рыжов Н.М. Совершенствование технологии поверхностного упрочнения шестерен из высокопрочной стали // Тяжелое машиностроение. - 2009. - № 10. - С. 35-38.
5. Рыжов Н.М., Пахомова С.А. Эффективность теплового дробеударного упрочнения цементованных сталей // Металловедение и термическая обработка металлов. – 1994. - № 5. – С. 21-24.
6. Материаловедение: Учебное пособие для ВУЗов / Л.В.Тарасенко, С.А.Пахомова, М.В.Унчикова. - М.: Изд-во ИНФРА-М, 2012. - 475 с.

## УСТАЛОСТНАЯ ПРОЧНОСТЬ ГИБРИДНЫХ ПОДШИПНИКОВ

К.К. Пилла<sup>1</sup>, Т.А. Хибник<sup>1</sup>, Е.П. Жильников<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup> Самарский государственный аэрокосмический университет  
(Национальный исследовательский университет), Самара, Россия; [pillaclouis@gmail.com](mailto:pillaclouis@gmail.com)

<sup>2</sup>ОАО «Завод Авиационных подшипников», Самара, Россия

### Введение

Исследования в области применения гибридных подшипников, в которых кольца изготавливаются из подшипниковых сталей, а тела качения - из керамики [1,2], показали, что интерес к ним растёт с учётом потребности промышленности в надёжных опорных узлах. Специалисты отмечают высокую эффективность использования гибридных подшипников в различных механизмах: в реактивных двигателях [3,4], в автомобилях Формулы 1 [5,6], шпинделях металлорежущих станков, в насосных и компрессорных установках, электродвигателях, в генераторах ветроэнергетических установок, в тяговых двигателях железнодорожной промышленности [7] и пр. Это обусловлено тем, что гибридные подшипники с керамическими телами качения обладают рядом превосходных рабочих характеристик: малый вес за счёт низкой плотности материала

(меньше на 40% по сравнению со сталью), термостойкость и высокая теплоёмкость за счёт низкого коэффициента линейного расширения, электрическое сопротивление. Использование керамических тел качения вместо стальных приводит к уменьшению центробежных сил и потерь мощности на трение, в результате чего увеличивается срок службы подшипника даже при отсутствии смазки. Научно-исследовательский центр SKF из всех видов керамики (стеклокерамика, окись алюминия, карбид кремния, карбид титана со связующим на основе никеля) особое внимание обратил на нитрид кремния ( $\text{Si}_3\text{N}_4$ ), который получил наибольшее распространение в промышленности. Свойства подшипниковых материалов и нитрида кремния приведены в табл.1 [5], свойства шариков, изготовленных из различных керамических материалов приведены в табл. 2 [4].

Таблица 1. Свойства подшипниковых сталей и керамики (нитрида кремния)

Материал	Модуль упругости ( $\times 10^5$ МПа)	Плотность ( $\text{кг}/\text{м}^3$ )	Коэффициент Пуассона	Коэффициент линейного температурного расширения ( $\times 10^{-6}$ 1/К)	Твёрдость (HRC)	Предельная рабочая температура ( $^{\circ}\text{C}$ )
Сталь SAE52100 (M&I)* (аналог ШХ 15)	2,07	4480	0,29	12,06	62-65	177
Сталь SAE52100 (S&I)	2,07	4480	0,29	12,06	58,5-65	199
Нитрид кремния	3,17	1850	0,26	3,06	78	1093,3

\*ымрин ечнзч н зобО Barden: (M&I) – Miniature & Instrument – миниатюрные подшипники и подшипники для измерительных средств ( $d=4...35$  mm); (S&I) – Spindle & Turbine - подшипники для шпинделей станков и турбомашин ( $d=22-290$  mm)

Таблица 2. Свойства шариков, изготовленных из различных керамических материалов

Материал	Твёрдость по Роквеллу при 294 К	Предельная температура использования подшипника, $^{\circ}\text{C}$	Плотность $\text{г}/\text{см}^3$	Модуль упругости при 294 К, $10^9$ Н/м <sup>2</sup>	Коэффициент Пуассона	Теплопроводность при 294 К, Вт/(м·К)	Коэффициент теплового расширения при 294 К, $10^{-6}$ м/К	Модуль Вейбулла**
Нитрид кремния	78	1367	3,11..3,24	310	0,26	7,3	2,9	1,7
Карбид кремния	90	< 1367	3,2	410	0,25	35	5	2,1

Стеклокерамика	53	>644	2,5	87	0,25	1,6	0,4	3,3
Окись алюминия	85	1367	3,9	350	0,25	7,2	8,5	2,7
Карбид титана	67	< 867	6,3	390	0,23	14	10,7	1,4

\* Из условия сохранения твёрдости и опытных данных

\* \* Из опытов по определению усталости элементов качения

Известные производители гибридных подшипников с керамическими телами качения (SKF, FAG, Voca Bearing Company, NSK, The Timken Company и др.) ведут исследования в области усталостной прочности и долговечности.

#### Анализ усталостной прочности гибридных подшипников

Первое упоминание о подшипниках с шариками из нитрида кремния было в работах [8,9]. За последние десятилетия многими исследователями не было дано однозначного ответа о преимуществе гибридных подшипников перед обычными стальными [10]. В работе [9,11,12] вовсе было установлено, что срок службы гибридных подшипников меньше, чем у стальных при тех же условиях работы. Авторами работ [13,14] был проведён анализ опорных узлов высокоскоростных роторов с подшипниками качения из стальных и керамических материалов с точки зрения возможности их использования для современных авиационных ГТД. Была разработана конструкция экспериментальной установки для проведения сравнительных испытаний стальных и гибридных подшипников и методика их проведения. Исследования показали, что гибридные подшипники ведут себя аналогично традиционным стальным и могут быть альтернативой им в применении к турбинным агрегатам. Следовательно, вопрос выбора того или иного подшипника зависит от его условий работы. И этот выбор должен быть оправдан технико-экономическими показателями.

Известно, что в основе стандарта ISO 281 метода расчёта долговечности лежит теория усталости Лундберга – Палмгрена [15], согласно которой долговечность всегда имеет предел. Однако, современные высококачественные подшипники при благоприятных условиях эксплуатации имеют срок службы значительно превосходящий рассчитанное значение номинальной долговечности. Дальнейшее развитие теории Лундберга и Палмгрена легло в модель усталости в контакте качения Иоаннидиса и Харриса [16]. В расчёте по методу достижимой долговечности учитываются следующие факторы:

- величина нагрузки на подшипник;
- предел выносливости материала;
- разработать расчётную методику оценки напряжённого состояния в зоне контакта при его пластическом формоизменении;

- степень разделения поверхностей вследствие применения смазки;

- чистота смазывающего слоя;
- наличие и состав присадок в смазочном веществе;
- внутреннее распределение нагрузки и трение в подшипнике.

Такие параметры, как частота вращения подшипника, величина нагрузки, эффективность смазывания и чистота смазочного материала ведут к появлению первых признаков усталостных повреждений, причиной которых является переменные напряжения сдвига в подповерхностных слоях дорожек качения. Перекачивание тел качения по трещинам, зарождающимся под поверхностью и распространяющимся по направлению к поверхности, приводит к выкрашиванию или шелушению поверхностного слоя. Процесс этот усиливается под воздействием кромочных напряжений и приносимых смазочным материалом продуктов износа. Поверхностно пластическое деформирование площадки контакта различными технологическими способами способствовало бы улучшению качества поверхностного слоя от которого зависит долговечность подшипника. Однако этот процесс с неоптимальными режимами упрочнения [17] приведёт к перенаклёпу поверхности, результат которого проявится в виде расслоения материала.

#### Выводы

Учитывая выше сказанное, на сегодняшний день вопрос об усталостной прочности гибридных подшипников остаётся открытым. Для его решения необходимо провести ряд научных исследований:

- проанализировать экспериментальные данные по характеристикам сопротивления контактной усталости;
- разработать метод расчёта напряжённого состояния, учитывающий силы трения на контакте. Определить коэффициент трения в паре керамика (шарик) - сталь (кольцо) на трибометре TRB CSM Instruments;
- разработать методику расчёта ресурса гибридных подшипников.

1. Wang L, Snidle R.W. and Gu L. Rolling Contact Silicon Nitride Bearing Technology: A Review of Recent Research // *Wear*. – 2000. - № 246. – P. 159-173.
2. Chao I. Y., Shetty D.K., Adair J. H. and Mecholsky, J.J. Jr. Development of Silicon Nitride for Rolling Contact Applications: A Review // *J. Materials Education*. – 1997. - № 17. – P. 245-303.
3. Pallini R.A. Turbine engine bearings for ultra-high temperatures // *SKF Ball Bearing Journal* 234, September 1989.
4. Зарецкий А.С. Керамические подшипники для газотурбинных двигателей / А.С. Зарецкий // *Современное машиностроение*. Сер. А. – 1989. - №11. – С. 149.
5. Speciality Products Catalog. The Barden Corporation [Электронный ресурс]. – Режим доступа: <http://www.bardenbearings.com/PDF%20CD/USSPECIA..PDF>.
6. Сайт фирмы Boca Bearing. [Электронный ресурс]. – Режим доступа <http://www.bocabearings.com>.
7. SKF General Catalogue – 6000/ I EN, June 2008.
8. Редклиф Вэлорн. Характеристики быстроходного упорного шарикового подшипника из нитрида кремния // *Проблемы трения и смазки*. – 1976. - №4. – С.75-87.
9. Паркер Дж., Зарецкий Е. В. Усталостная прочность высокоскоростных шариковых подшипников с шариками из нитрида кремния// *Проблемы трения и смазки*. – 1975. - №3. – С.11-20.
10. Ebert F J. An overview of performance characteristics, experiences and trends of aerospace engine bearings technologies. *Chinese Journal of Aeronautics* 2007; 20(4): p.378-384.
11. Keron K. Bradshaw. Rolling Contact Fatigue Life of Hybrid Bearings/ Thesis for the degree of Masters of Engineering. –Howard University. Washington, D.C. – July 2011. – 77p.
12. Erwin V. Zaretsky., Brian L. Vicek and Robert C. Hendricks. Effect of Silicon Nitride Balls and Rollers on Rolling Bearing Life. – Technical memorandum NASA/ TM-2005-213061. NASA. Gleveland. Ohio. – 2005. – 30p.
13. Доценко В.Н., Никитин С.В. Вопросы исследования керамических и гибридных подшипников качения и их применение в авиационных двигателях // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2008. – Вып. 55. – С. 138-144.
14. Доценко В.Н., Ковеза Ю.В., Никитин С.В. Оценка потерь мощности в подшипниках качения со стальными и керамическими шариками при различных условиях смазывания // *Авиационно-космическая техника и технология*. – 2010. – №10 (77). – С. 166-169.
15. Lundberg G. and Palmgren A. Dynamic Capacity of Rolling Bearing. *Acta Polytechnica Mechanical Engineering Series 1*, Royal Swedish Academy of Engineering Science, vol. 1 No 3,7, – 1947.
16. Ioannides E and Harris T.A. A New Fatigue Life Model for Rolling Bearings. *ASME Trans., Jour. Of Tribology*, vol. 107. – July 1985. – p 367-378.
17. Хибник Т.А., Кольцун Ю.И. Критерий качества упрочнённого поверхностного слоя, как эффективный параметр управления техпроцессом ППД // *Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета*. № 3 ч.3 - Самара, 2011г. - С. 237-242.

## ЭФФЕКТ БЕЗЫЗНОСНОСТИ: НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ ИЗНАШИВАНИЯ МЕДНОГО СПЛАВА

Пичугин С. Д.

РГУ нефти и газа имени И. М. Губкина, Москва, Россия; [serusitar@rambler.ru](mailto:serusitar@rambler.ru)

Подвижные сопряжения и смазочный материал вступают в физико-химическое и механическое взаимодействие, результатом которых является изнашивание трибосопряжений и трение в условиях граничной смазки. Процессы деформации и разрушения поверхностных слоев при трении вызывают активацию поверхностных слоев подвижных сопряжений, определяющую их химические превращения.

В результате трибодеструкции смазочного материала во время изнашивания пары медный сплав-сталь в условиях эффекта безызносности образуются химические соединения, необходимые для осуществления процессов полимеризации и поликонденсации. По мнению ряда авторов [1, 2, 3] полимерная пленка, образующаяся на поверхностях трения, находится выше медной, создавая, таким образом, дополнительную защиту от взаимодействия поверхностей. Целью данной работы является рентгеноспектральное исследование металлосодержащей пленки в зоне трения медного сплава в условиях реализации эффекта безызносности.

Были выполнены эксперименты по влиянию пути трения от 70 до 2100 метров на процессы трения и изнашивания пары колодка-ролик, и проводились на модернизированной машине трения СМЦ-2 (удельная нагрузка – 6 МПа, скорость скольжения – 1 м/с). Колодки были сделаны из латуни Л63, ролики – из стали 40 ХН. Рентгеноспектральные исследования зоны трения образцов в динамике пути трения были проведены на растровом электронном сканирующем микроскопе Carl Zeiss Leo-430i с рентгеноспектральным микроанализатором Oxford Instruments с энергодисперсионным детектором. При сканировании

поверхности в характеристических рентгеновских лучах был изучен количественный элементный состав и характер распределения элементов медного сплава в зоне трения.

Эксперименты показали, что с увеличением пути трения от 70 до 2100 метров происходит снижение величин шероховатости как стального, так и медного образца. После пути трения 70 метров в поверхностном слое латуни практически отсутствовали риски от технологической обработки.

Необходимо отметить, что с повышением пути трения коэффициент трения плавно снижался, и на пути трения 1400-2100 метров его величина имела значение порядка 0,007. В некоторых участках зоны трения медного сплава отмечалось наличие пор, а также имелись следы абразивного воздействия частиц изнашивания поверхностного слоя латуни в виде царапин под разным углом к направлению вращения стального ролика (рисунок 1).

Исследование зоны трения поверхностного слоя латуни, изношенной в паре со стальным роликом из стали 40 ХН на пути трения 2100 метров показало, что на выходе из зоны трения антифрикционного сплава имеется темная пленка, которая является продуктом изнашивания медьсодержащей пленки, сформировавшейся на поверхностях трибосопряжения, работавшего в глицерине (рисунок 2).

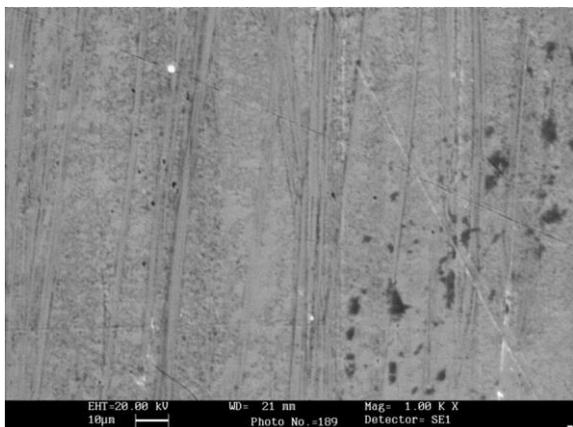


Рис. 1

Вид поверхности зоны трения медного сплава Л63

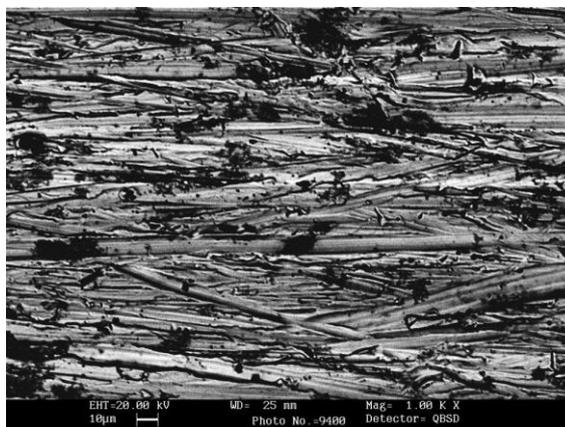


Рис. 2

Вид продуктов изнашивания медьсодержащей пленки для трибосопряжения, работавшего в глицерине

Данные рисунка 2 позволяют отметить, что пленка продуктов износа имеет поры, ее толщина больше, чем высота микронеровностей поверхностного слоя антифрикционного сплава. Результаты рентгеноспектрального исследования зоны трения латуни Л63, изношенной в глицерине в паре со стальным образцом на пути трения 2100 м, представлены в таблице 1.

Таблица 1:  
Рентгеноспектральное исследование зоны трения латуни, изношенной в глицерине в паре со стальным образцом

Путь трения, м	Содержание элементов, вес, %	
	Медь	Цинк
2100	85,50	14,50
	91,01	8,99
	91,00	9,00
Среднее	89,17	10,88

Характерно, что в поверхностном слое антифрикционного сплава отмечается значительное увеличение содержания меди, в то время как содержание цинка уменьшилось более чем в три раза. Зона трения латуни, изношенной на пути трения в условиях эффекта безызносности, была исследована рентгеноспектрально, что выявило обесцинкование поверхностного слоя антифрикционного сплава в результате взаимодействия коррозионно-активных элементов, образовавшихся в процессе трибодеструкции в глицерине.

Был проведен также локальный рентгеноспектральный анализ продукта износа медьсодержащей пленки в поверхностном слое латуни на пути трения 2100 метров (таблица 2).

Сопоставление данных таблицы 1 и таблицы 2 дает основание утверждать, что содержание меди и цинка в продукте износа медьсодержащей пленки меньше, чем в зоне трения антифрикционного сплава.

Таблица 2:  
Локальный рентгеноспектральный анализ продукта износа медьсодержащей пленки в поверхностном слое латуни

Путь трения, м	Содержание элементов, вес, %		
	Медь	Цинк	Кислород
2100	77,85	6,52	15,63
	76,68	8,53	14,79
	76,35	9,03	14,62
Среднее	76,96	8,03	15,01

### Вывод

Выполненные в работе микрорентгеноспектральные исследования поверхностного слоя латуни, изношенной в паре со стальным образцом в условиях эффекта безызносности, позволяют предположить, что продукт износа медьсодержащей пленки представляет собой органическое соединение, в состав которого входит медь, цинк и другие элементы.

1. Гаркунов Д.Н. Триботехника. Износ и безызносность. М.: МСХА, 2001, 616 с.
2. Кужаров А.С., Бурлакова В.Э., Марчак Р. и др. Туннельная микроскопия поверхностей трения трибосистемы медь-глицерин-сталь // Тезисы доклада пятой Международной научно-технической конференции по динамике технологических систем. Ростов-на-Дону, 1977, том 2, с. 122-123.
3. Поляков А. А., Рыбакова Л. М., Симаков Ю. С. Избирательный перенос как антифрикционный механизм на основе хемосорбции // Избирательный перенос при трении. М.: Наука, 1975, с. 12-19

## УСТРАНЕНИЕ НЕГЕРМЕТИЧНОСТИ ХРОМОВОГО ПОКРЫТИЯ ДЕТАЛЕЙ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ И ВОЗДУШНЫХ СИСТЕМ

В.В. Плешаков<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия,  
pleshakovv@yandex.ru

Негерметичность хромового покрытия деталей проявляется при испытании и эксплуатации агрегатов гидравлических и воздушных систем транспортной техники. При негерметичном покрытии деталей жидкости (АМГ-10) и газы (азот) перетекают по каналам и порам покрытию из рабочей полости цилиндров, амортизаторов и гидроаккумуляторов, снижается давление в гидравлических и воздушных системах, теряется работоспособность агрегатов. Толщина покрытия после восстановления деталей достигает 250 мкм.

Герметичность покрытий определяется размерами каналов и пор. Мелкозернистые и плотно упакованные покрытия обеспечивают герметичность даже при больших давлениях, в то время как при ширококанальчатой пористости имеются случаи перетекания жидкостей и газов при небольших давлениях. Чтобы избежать негерметичности покрытия в процессе гальванической обработки, следует выбирать такие режимы хромирования и механической обработки деталей, которые обеспечивают частую сетку трещин хрома, то есть низкую плотность тока и температуру электролита.

Хромирование в стандартном электролите при широко применяемом режиме: температура 55<sup>0</sup>С, плотность тока 60 А/дм<sup>2</sup> обеспечивает получение наиболее редкой ширококанальчатой сетки трещин. Ширина каналов в этом случае достигает 2-3 мкм. Более густая и узкоканальчатая сетка образуется при хромировании в сверхсульфатном электролите.

Шлифование хрома приводит к образованию дополнительной сетки трещин по сравнению с пористостью не шлифованного хрома. Хром нанесенный на опескоструенную поверхность стали после шлифования имеет редкую ширококанальчатую сетку трещин, а на шлифованной и выглаженной поверхности более частую сетку трещин.

Плотность сетки трещин хрома может быть охарактеризована количеством площадок хрома без трещин (плато) на 1 ед. площади поверхности. Зависимость площади и сетки трещин хрома от режимов хромирования в сверхсульфатном электролизе и вида механической обработки покрытия толщиной 250 мкм представлена в виде следующей модели:

$$n=2223-28,8T-7,90D+0,104D^2+0,112D\delta, \text{ плато/мм}^2$$

где:  $\delta$  - фактор принимающий значения «0» при шлифовании хрома и «1» при шлифовании и алмазном выглаживании (режим: P= 0,20 кН, R= 2,5 мм, S = 0,06 мм/об.); T - температура электролита, <sup>0</sup>С; D - катодная плотность тока, А/дм<sup>2</sup>.

Анализ полученной модели свидетельствует о том, что наибольшая плотность сетки трещин хрома достигается при малых температурах и высоких плотностях тока. Механическая обработка до и после хромирования при таких режимах оказывает наиболее сильное влияние на пористость хрома. Увеличение температуры и уменьшение плотности тока приводит к формированию осадков с более резкой сеткой трещин с расширенными каналами. В этом случае плотность сетки трещин практически не зависит от вида механической обработки перед хромированием.

Алмазное выглаживание является практически единственным способом поверхностного пластического деформирования хромового покрытия. Выглаживание покрытия с силой P=0,10-0,15 кН, инструментом с радиусом рабочей поверхности R=3-4 мм практически не изменяет пористости покрытия. Реализация растягивающих напряжений происходит за счет дальнейшего развития имеющихся трещин в покрытии. В этом случае возможно даже некоторое увеличение ширины трещин.

Использование более жестких, упрочняющих режимов выглаживания (P=0,2...0,3 кН, R=1,5...2,0 мм) приводит к дальнейшему развитию сетки трещин. Происходит дополнительное растрескивание покрытия, образуется мелкая сетка трещин на плато, образовавшихся после шлифования хрома.

Путем анодного декапирования установлено, что выглаживание практически не изменяет пористости на поверхности хромового покрытия, обеспечивает его интенсивное растрескивание на глубине свыше 50 мм. Новая сетка трещин представляет собой преимущественно параллельные каналы, расположенные в осевом направлении образца. При этом происходит реализация остаточных растягивающих напряжений покрытия за счет его дополнительного растрескивания.

Для исследования влияния толщины на характер растрескивания хромового покрытия изготовлены образцы, у которых толщина хрома изменялась по поверхности от 0 до 300 мкм. После алмазного выглаживания тонкие слои хрома имеют наиболее частую сетку трещин. При толщине свыше 200 мкм сетка трещин хрома после выглаживания практически не изменяется.

Анализ характера течи жидкости АМГ-10 и воздуха (азота) через хромовые покрытия деталей и цилиндров позволил выделить два возможных вида проявления дефекта.

1. Течь масла или воздуха (азота) через хромовые покрытия под уплотнением (рис. 1<sub>1</sub>). Это наиболее частый вид проявления негерметичности, весьма сходной по внешним признакам с негерметичностью цилиндров из-за неисправностей уплотнений.

2. Течь жидкости или воздуха (азота) через покрытия и выход его на некотором расстоянии от уплотнительного кольца цилиндра (рис. 1<sub>2</sub>).

Различный характер течи объясняется различным характером растрескивания покрытий. В первом случае она связана с наличием ширококанальчатой сетки трещин, находящейся на поверхности хрома. Поэтому рабочая жидкость или газ находит выход из хрома сразу же после уплотнений. Во втором случае течь объясняется наличием длинных пор в слое хрома на некоторой глубине от поверхности.

Мелкозернистые плотноупакованные осадки хрома обеспечивают его герметичность даже при больших давлениях. В то время как при наличии редкой ширококанальчатой пористости имеют место случаи течи жидкостей и газов при давлении 0,5-0,7 МПа. Таким образом, одним из методов обеспечения герметичности хромовых покрытий является хромирование по режимам, обеспечивающим наибольшую плотность сетки трещин. В том случае, если герметичность покрытия не обеспечена в процессе его нанесения, она может быть достигнута последующей механической обработкой. Применение пескоструйной обработки, шлифования перед нанесением покрытия приводит к формированию наиболее редкой сетки трещин с широкими каналами. Хром, осажденный на выглаженную поверхность, имеет более частую сетку трещин.

Методы механической обработки покрытия хрома, по степени влияния на его герметичность, делятся на группы:

Оказывающие небольшое влияние на герметичность покрытия. К ним относятся полирование, хонингование, суперфиниширование, шлифование со щадящими режимами, не нарушающими пористости покрытия.

Методы, проявляющие негерметичность покрытия. Это - шлифование, хонингование. Сетка трещин покрытия практически не изменяется. Увеличивается ширина каналов и пор хрома за счет реализации остаточных растягивающих напряжений в покрытии и повышается вероятность перетекания через них жидкостей и газов. Поры расположены в местах пересечения наиболее крупных трещин хрома и следов резания абразивными зернами при хонинговании и шлифовании или следов алмазного инструмента при выглаживании.

Методы, устраняющий негерметичность - это алмазное выглаживание с режимами, обеспечивающими изменение пористости покрытия не только на поверхности, но и по всей его толщине. Происходит дополнительное растрескивание покрытия с

образованием мелкой сетки трещин. Деформация покрытия приводит к взаимному смещению блоков хрома и перекрытию сквозных каналов и пор, в результате чего негерметичность покрытия устраняется.

Эффективность применения выглаживания для устранения негерметичности хромовых покрытий зависит от режимов обработки. Практически полностью устраняется негерметичность при использовании достаточно жестких режимов - силе выглаживания  $P=200...250$  Н и радиуса инструмента  $R=1,5... 2,0$  мм (рис. 2). При больших силах хром может отслаиваться и скалываться.

Применение алмазного выглаживания до и после хромирования позволяет практически полностью устранить негерметичность покрытия.

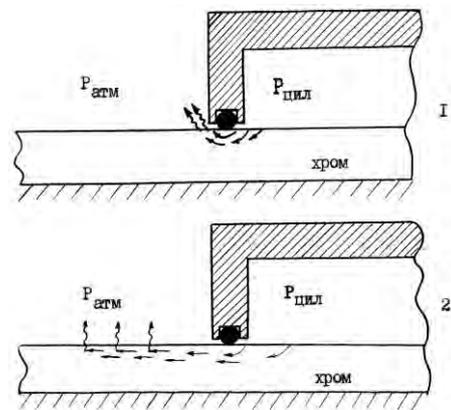


Рис.1. Схема перетекания рабочих жидкостей и газов агрегатов гидравлических и воздушных систем через хромовое покрытие

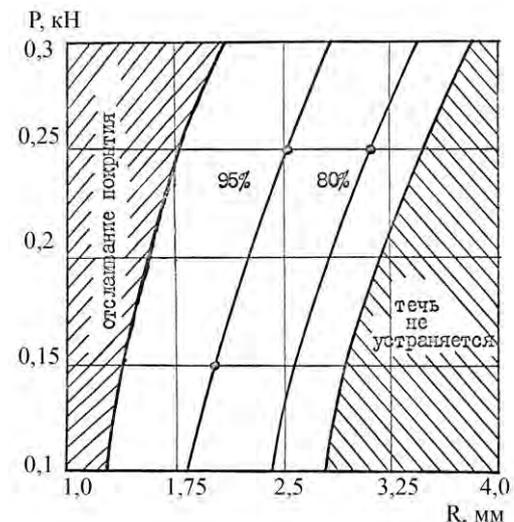


Рис. 2. Вероятность устранения негерметичности хромового покрытия толщиной 150...250 мкм в зависимости от силы выглаживания и радиуса инструмента

1. Плешаков В.В., Схиртладзе А.Г. Технология нанесения покрытий. - М.: МГТУ Станкин, 2002. -121 с.
2. Плешаков В.В. Гальванические покрытия деталей колесных и гусеничных машин. - М.: МГУПИ, 2006, -100 с.

## ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕНЕНИЙ МЕХАНИЧЕСКИХ И ФИЗИКО-ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СТАЛИ 12Х18Н10Т ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ПОТОКОВ ГАЗОВОЙ И МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ПЛАЗМЫ.

<sup>1</sup>Плихунов В.В., <sup>2</sup>Григорович К.В., <sup>1</sup>Петров Л.М., <sup>1</sup>Иванчук С.Б., <sup>2</sup>Арсенкин А.М.,  
<sup>2</sup>Спрыгин Г.С., <sup>1</sup>Дормидонтов Д.М.

<sup>1</sup>Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва  
E-mail:plm@niat.ru

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения  
им. А.А.Байкова Российской академии наук, Москва,  
E-mail:grigorovichkv@gmail.com

Надёжность работы деталей, из стали типа 12Х18Н10Т во многом определяется качеством поверхностного слоя, формируемого в процессах их изготовления при технологических воздействиях различных видов поверхностной обработки и отличающегося от основного материала условиями предшествующей обработки (металлургической, термической, механической, химической и др.), а также особенностями воздействий инструмента и окружающей среды, [1].

Качество формируемой в ходе внешних воздействий поверхности и поверхностного слоя данного типа сталей оценивается: степенью загрязнения органическими и неорганическими примесями, наличием ржавчины, окислы, морфологией, твердостью, дефектностью, микрогеометрией (шероховатостью). Зависимость состояния поверхности и поверхностного слоя от технологических инструментальных воздействий, осуществляемых в процессе изготовления деталей, формирует технологическую наследственность [2], выражающуюся в переносе свойств объектов от предшествующих технологических операций к последующим операциям, что является весьма нежелательным фактором, так как способствуют изменению свойств поверхности. Эти свойства носят различный характер и могут разделяться межоперационными переходами, которые являются их своеобразными «барьерами», позволяющими видоизменять, или преобразовывать «технологическую наследственность» [3].

Создание барьерных слоёв на поверхности и в поверхностном слое сталей является важным моментом в обеспечении их качества и может осуществляться с помощью различных технологических воздействий на поверхность, в том числе и комплексных, сочетающих различные технологические воздействия рабочих сред в определенной последовательности на обрабатываемую поверхность. Такие воздействия, подразделяемые на предварительные и окончательные (финишные), позволяют более полно выявить негативные стороны исходной технологической наследственности

поверхностного слоя, с целью дальнейшего их переформирования в позитивные, способствующие созданию заданных функциональных свойств поверхностных слоёв и обеспечению их работоспособности в условиях эксплуатации. При изготовлении деталей авиационной техники и машиностроения, в качестве предварительных технологических инструментальных воздействий, широко применяются различные методы поверхностной обработки, а в качестве финишной рекомендуется вакуумная ионно-плазменная (ВИП) поверхностная обработка. Данный вид поверхностной обработки, обладая значительными технологическими возможностями, обеспечиваемыми широким диапазоном применяемых энергий и элементного состава потоков газовой и металлической плазмы, позволяет при их взаимодействиях с обрабатываемой поверхностью металлических материалов существенно изменять исходную технологическую наследственность за счет тепловых, морфологических, структурных, фазовых, физико-химических и механических поверхностных изменений.

Металловедческие аспекты технологических воздействий ускоренных потоков газовой и металлической плазмы на обрабатываемую поверхность и роль их в вопросах изменения физико-химических и механических свойства исходного поверхностного слоя и формирования внутренних (модифицированных) и внешних покрытий, недостаточно хорошо изучены. Особенно это относится к выявлению закономерностей влияния потоков газовой плазмы на изменение свойств поверхности, так как их взаимодействие является первичным, в процессе технологического взаимодействия плазменных потоков с обрабатываемой поверхностью, и эффективность их осуществления определяет результативность ВИП обработки. Актуальной задачей является изучение механизмов формирования, как самих функциональных поверхностей, так и сопутствующих им подповерхностных и надповерхностных слоёв, при технологическом воздействии газовых плазменных потоков с

обрабатываемой поверхностью, что позволит обеспечить эксплуатационную работоспособность создаваемых поверхностных композиций.

В настоящей работе рассмотрены вопросы изменения свойств поверхности и поверхностных слоёв стали 12X18H10T при технологических воздействиях высокоэнергетических потоков газовой и металлической плазмы, обеспечивающих создание поверхностных структур, обладающих повышенной твердостью и износостойкостью за счет обогащения поверхности газофазными элементами внедрения, создания на их основе твердых растворов внедрения, а также покрытий. [4-7].

Изготовление деталей из стали 12X18H10T, как правило, связано с использованием различных способов поверхностной обработки, изменяющих структуру и свойства обрабатываемой поверхности, при этом, создаваемые поверхности характеризуются новым уровнем микро- и макрогеометрии, волнистостью, структурой, величиной упрочнения и остаточными напряжениями. Глубина изменений в поверхностном слое и качество создаваемой поверхности зависят от обрабатываемого материала, вида обработки, основных параметров инструмента, режима обработки и смазочно-охлаждающей жидкости. При этом формируется сложная композитная поверхностная структура состоящая из поверхности, надповерхностного и подповерхностного слоя. Характеризуемая, прежде всего, высокой чувствительностью к внешним эксплуатационным воздействиям.

Создаваемый при этом поверхностный композит, как правило, неоднороден по строению, так надповерхностный слой состоит из адсорбированной пленки газов, влаги, адсорбирующих частиц и смазочно-охлаждающей жидкости. Поверхностный и подповерхностный слой имеет сложное структурное строение, состоящее: из слоя деформированного, сильно раздробленного металла с искаженной решеткой кристаллов и с участками измененного состава под воздействием температур при механической обработке; слоя состоящего из деформированных зерен, измененных под действием давления и слоя металла с объемной исходной структурой. Толщина слоёв, степень их дефектности зависит от режимов и вида технологических воздействий.

Технологическое инструментальное воздействие, в процессе лезвийной поверхностной обработки, способствовало образованию сдвиговых процессов в

обрабатываемом поверхностном слое, что привело к деформационному наклёпу поверхностного слоя стали 12X18H10T в результате чего произошло его упрочнение (рис. 2-а,б). Зона упрочнения, характеризуемая повышенным значением твердости, ограничивается областью нагрузок до 2Н (микрообласть), а область нагрузок от 2Н до 10Н (макрообласть) характеризуется стабильностью значений твердости свойственной объемной исходной недеформированной структуре исследуемого материала, при этом полученная композиционная поверхностная структура, сформировало структуру с измененным распределением химического состава данного сплава в поверхности и поверхностном слое (рис. 3-а,б). Такое изменение состава поверхностного слоя стали 12X18H10T можно объяснить тем, что деформационно-тепловые процессы, осуществляемые в поверхностных слоях при лезвийной обработке, способствовали активации адсорбционно-диффузионных поверхностных процессов. Благодаря этим процессам слой, глубиной до 0,05мкм обогатился углеродом и хромом, при этом концентрация железа в поверхностном слое снизилась, что связано, по-видимому, с дефектностью этого слоя и наличием начальной стадии образования запирающего слоя, который способствовал бы формированию определённого концентрационного соотношения химических элементов в микрообласти. В макрообласти до глубины слоя 12мкм наблюдается выравнивание элементного химического состава и его дальнейшая стабилизация до значений соответствующих нормативным значениям на данный сплав.

Сформированная, таким образом, поверхностная структура стали 12X18H10T является финишной, с определённой технологической наследственностью, которую необходимо учитывать при последующем осуществлении процессов ВИП обработки. Знание первичных изменений поверхностной структуры и свойств, осуществляемых в предшествующих технологических процессах, связанные с изготовлением деталей (механообработка, формообразование, процессы упрочнения), необходимы, так как наличие таких изменений свойств поверхности и поверхностного слоя могут являться определяющими в процессах последующей ионно-вакуумной химико-термической обработки.

Осуществление процессов создания внутренних (модифицированных) и других видов покрытий связано с необходимостью

тщательного удаления адсорбированных слоёв и оксидов на этапе очистки и активации обрабатываемой поверхности, осуществляемом в процессе технологического воздействия потоков газовой или металлической плазмы. Проведение этих процессов связано с необходимостью учёта состояния исходной поверхности, образуемой в процессе изготовления детали [9], так как степень изменения технологической наследственности обрабатываемого поверхностного слоя происходит за счёт их структурных преобразований, интенсивность и глубина которых, зависит от энергетических параметров потоков газовой и металлической плазмы и времени их воздействия.

Эффективность технологических воздействий потоков газовой плазмы на обрабатываемую поверхность при ВИП обработке определяется энергией воздействия электронно-ионных потоков из газовой плазмы. Результатом такого воздействия является нагрев поверхностного слоя, активация диффузионных процессов в поверхности, а также структурные и физико-химические изменения.

Технологическое воздействие электронного потока из газовой плазмы аргона способствовало нагреву обрабатываемой поверхности стали 12X18H10T до температуры 500°C в течение 15 мин, при этом величина приведенного поверхностного потенциала  $V_p$  изменилась от значения -80 мВ до +240 мВ (рис.1), что указывает на эффективность воздействия электронного потока, удалившего с поверхности оксид с адсорбентами. Однако нагрев поверхностного слоя привел к релаксации поверхностных напряжений и как результат уменьшению твердости в микрообласти (рис. 2а).

Технологическое воздействие ионного потока из газовой плазмы аргона обеспечило выход на температуру нагрева поверхности 500°C в течение 5 мин, при этом величина приведенного поверхностного потенциала  $V_p$  изменилась от значения -80 мВ до +140 мВ (рис.1), При этом произошло повышение твердости в микрообласти, что указывает на существенные изменения в поверхностном слое (рис.2б).

Зависимость величины приведенного поверхностного потенциала от технологического воздействия компонентов потока газовой плазмы: электронной или ионной составляющей, (рис.1), указывает на то, что в процессе таких воздействий на обрабатываемой

поверхности происходят значительные физико-химические изменения, способствующие изменению энергетического состояния поверхности. Количественный послойный анализ химического состава поверхности и поверхностного слоя стали 12X18H10T подтвердили данное предположение.

Исследование влияния режимов технологических воздействий потоков газовой плазмы на изменения химического состава формируемого поверхностного слоя, позволило установить взаимосвязь режимов плазменных газовых потоков и распределение химических элементов в создаваемом поверхностном слое (рис. 4, 5). Обработка электронным потоком из газовой плазмы аргона способствовала повышению концентрации Cr в поверхностном слое и уменьшению Fe в узком диапазоне на глубине 0,1 мкм (рис 4), в то время как ионный поток из газовой плазмы аргона способствовал увеличению концентрации Fe и C в том же диапазоне глубин, (рис. 5), что и привело к повышению поверхностной твердости в микрообласти.

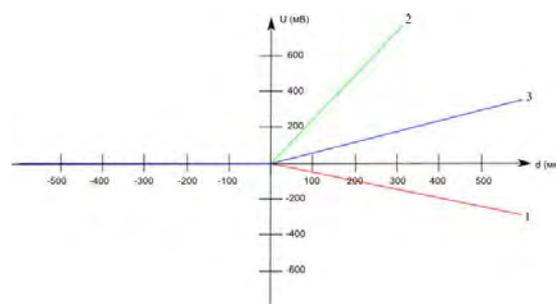
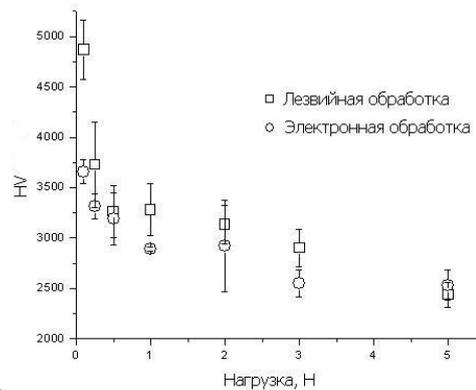


Рис. 1 – Зависимость приведенного поверхностного потенциала  $V_p$  стали 12X18H10T от состояния поверхности после технологических воздействий: 1 – лезвийная обработка, 2 – обработка электронным потоком из плазмы Ar (30 мин.); 3 – обработка ионным потоком из плазмы Ar (-500В, 30 мин.)



а

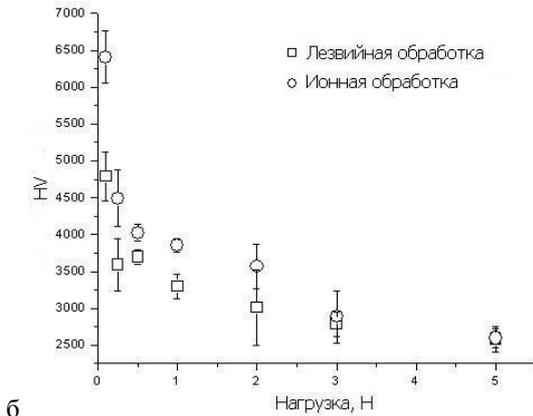


Рис. 2 – Влияние технологических воздействий компонентов газовой плазмы аргона на значения поверхностной твердости стали 12Х18Н10Т, сформированной в процессе лезвийной обработки : а- обработка электронным потоком – 30 мин, б- обработка ионным потоком -500В, 30 мин.

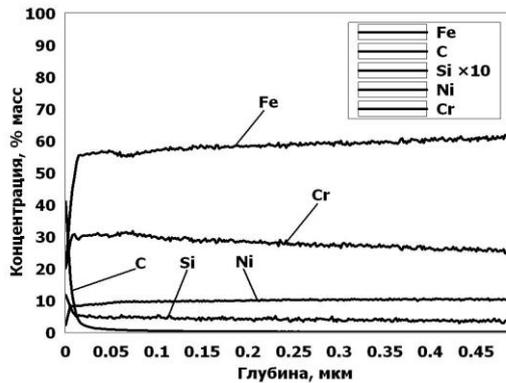


Рис. 3 - Влияние технологического воздействия лезвийного инструмента на распределение элементов сплава 12Х18Н10Т в поверхностном слое глубиной 0,5 мкм.

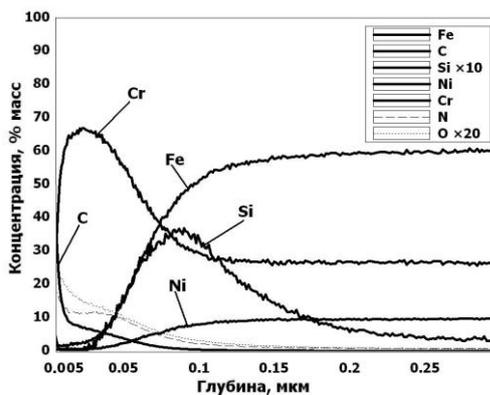


Рис. 4 – Влияние технологического воздействия электронного потока из газовой плазмы аргона (30 мин.) на распределение

элементов сплава 12Х18Н10Т в поверхностном слое глубиной 0,3 мкм.

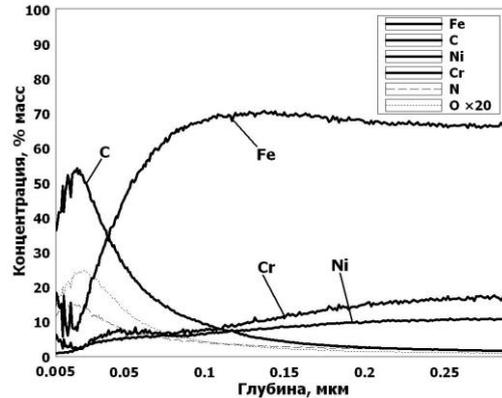


Рис. 5 – Влияние технологического воздействия ионного потока из газовой плазмы аргона (-500В, 30 мин.) на распределение элементов сплава 12Х18Н10Т в поверхностном слое глубиной 0,3 мкм.

1. Дальский А.М. Технологическое обеспечение надежности высокоточных деталей машин. Москва, «Машиностроение», 1975.
2. Ящерицин П.И., Рыжов Э.В., Аверченко В.И. Технологическая наследственность в машиностроении. Минск, «Наука и техника», 1977.
3. Вейко В.П., Смирнов В.Н., Чирков А.М., Шахно Е.А. Лазерная очистка в машиностроении и приборостроении. Санкт-Петербург, «ИТМО», 2013.
4. Петров Л.М., Спектор В.С., Иванчук С.Б., Лукина Е.А., Федорова Т.В. Исследование влияния различных видов обработки поверхности на эффективность ионного азотирования Ti сплавов // В сб. «Научные труды МАТИ им. К.Э. Циолковского», вып. 9 (81), М.: Издательский центр «МАТИ», 2005, с. 17-22.
5. Ильин А.А., Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Карпов В.Н., Соколов И.В., Федорова Т.В. Особенности подготовки поверхности титановых сплавов при вакуумной ионно-плазменной обработке // Авиационная промышленность. 2006. № 4.С. 23–26.
6. Ильин А.А., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Карпов В.Н., Спектор В.С., Федорова Т.В. Газонасыщение титановых сплавов при вакуумной ионно-плазменной обработке Международная конференция

- «Ti -2006 в СНГ» 21-24 мая г. Суздаль  
Россия, Киев, сб. докл., Наукова думка,  
2006, стр.301-305.
7. Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук  
С.Б., Смирнова А.Н., Семенов В.Д.  
Оборудование, технологии и методы  
контроля для осуществления  
комплексного подхода к формированию  
многофункциональных покрытий и  
модифицированных слоев методом  
вакуумной ионно-плазменной обработки.  
Сборник докладов IX научной  
конференции по гидроавиации «Гидро-  
авиасалон-2010», Россия, г. Геленджик, 5  
- 6 сентябрь 2010 г., с.188-193.

## ФОРМИРОВАНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЁВ НА СТАЛЯХ ПРИ ИОННО-ВАКУУМНОЙ ХИМИКО-ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ.

<sup>1</sup>Плихунов В.В., <sup>2</sup>Григорович К.В., <sup>1</sup>Петров Л.М., <sup>1</sup>Иванчук С.Б., <sup>2</sup>Арсенкин А.М.,  
<sup>2</sup>Спрыгин Г.С., <sup>1</sup>Семенов В.Д.

<sup>1</sup>Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва  
E-mail:plm@niat.ru

<sup>2</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт металлургии и материаловедения  
им. А.А.Байкова Российской академии наук, Москва  
E-mail:grigorovichkv@gmail.com

Методы химико-термической обработки поверхностных слоев сталей являются одними из широко применяемых методов поверхностной обработки, позволяющих значительно изменять свойства поверхности, обеспечивая её работоспособность в различных условиях эксплуатации. Как правило, эти методы, основанные на газофазных, твердофазных и жидкофазных технологических процессах, в той или иной степени, являются экологически вредными, в связи с этим возникает необходимость поиска альтернативных им экологически чистых методов поверхностной обработки. Одним из таких методов является вакуумная ионно-плазменная (ВИП) обработка, позволяющая формировать широкую гамму, как внутренних, так и внешних покрытий различного функционального назначения. Этот экологически чистый метод поверхностной обработки обладает широкими технологическими возможностями по формированию различных функциональных композиционных поверхностей на широкую гамму конструкционных материалов, в том числе на стальную подложку, что является весьма перспективным для применения в изделиях авиационной техники и машиностроения. Реализация перспективных технологических процессов ВИП обработки при производстве изделий, заключается, прежде всего, в создании модифицированных поверхностных слоёв (внутренние покрытия), основанных на диффузии газофазных и твердофазных элементов плазменных потоков в одном технологическом цикле. Такие виды обработок значительно расширяют диапазон фазовых и структурных сочетаний поверхностных слоёв, что позволяет более эффективно воздействовать на их функциональные характеристики и за счёт этого обеспечивать ресурс работы деталей машиностроения и авиационной техники, изготавливаемых из сталей различных классов.

Обеспечение необходимого уровня эксплуатационных свойств, в процессах формирования модифицированных поверхностных слоев на сталях, осуществляемых при ВИП обработке, достигается путём изменения структуры обрабатываемой

поверхности под воздействием высокоэнергетических потоков газовой и металлической плазмы. Такое воздействие на поверхность приводит, прежде всего, к изменению энергетического состояния поверхности. При этом, структурные и энергетические изменения происходят прежде всего в исходной обрабатываемой поверхности, структурное состояние которой зависит от многих факторов, в том числе и исходной структуры поверхностного слоя. Изучение энергетического состояния поверхности на различных этапах ВИП обработки, весьма актуально для оценки качества создаваемых модифицированных слоев и оценки эффективности технологических воздействий плазменных потоков на обрабатываемую поверхность.

Эффективность применения ВИП обработки является комплексной характеристикой и зависит не только от параметров процесса и технологических возможностей применяемого оборудования, но и от подготовки исходной структуры обрабатываемой поверхности на предшествующих этапах, включая этап изготовления. При этом диапазон формируемых структурных изменений в поверхностном слое может колебаться от атомарно – кластерно – наноуровня до микроуровня, что требует применения методов исследований с широким диапазоном измерения от 10 нм до 500 нм и выше.

Особая роль в процессах модифицирования поверхностного слоя сталей при ВИП обработке отводится процессам подготовки исходной поверхности, особенно структурным изменениям, происходящим под воздействием ускоренного потока газовой плазмы аргона или смеси газовых составов: аргон + реактивный модифицирующий газ. В зависимости от состава газа и энергии ускоренного потока, а также времени его воздействия на поверхность могут осуществляться процессы: ионного травления, ионного полирования, создания регулируемого нанорельефа, а также разрыхления исходного поверхностного твёрдого слоя. Для их осуществления необходимы источники газовой

плазмы с большим диапазоном энергий от 100 эВ до 800 эВ. Эти процессы поверхностной обработки могут рассматриваться как самостоятельный вид обработки, или как этапный процесс ВИП обработки.

Широкое применение ВИП технологий и оборудования в производстве ответственных деталей авиационной техники и машиностроения сдерживается целым рядом проблем, влияющих на качество и воспроизводимость технологических этапов процессов формирования модифицированных поверхностных слоев.

Наиболее существенными из этих проблем являются:

- отсутствие единого комплексного подхода к построению технологических процессов основанных на рассмотрении всех технологических воздействий, как инструментальных, так и воздействий потоков газовой и металлической плазмы, а также применяемого оборудования и методов контроля, позволяющих оценить эффективность осуществления технологических этапов;

- отсутствие обоснованных режимов технологических процессов изготовления деталей с целью получения регламентированной исходной структуры поверхностного слоя конструкционных металлических материалов перед ВИП обработкой, а также режимов технологических этапов очистки и активации подготовленной поверхности, обеспечивающих последующее качество формируемых свойств;

- отсутствие обоснованных режимов формирования потоков плазмы в рабочем объеме вакуумной камеры, как по энергетическим параметрам, так и по массопереносу;

- отсутствие единого подхода к формированию необходимого контролируемого структурного состояния основных и промежуточных слоёв покрытий за счет варьирования массопереноса и энергии плазменных потоков;

- отсутствие методологического подхода к процессу обеспечения воспроизводимости структурных изменений в поверхностных слоях деталей на технологических этапах воздействия потоков газовой и металлической плазмы в условиях массового производства.

Основой комплексного подхода к формированию технологических процессов создания модифицированных поверхностных слоев на стальных деталях, может являться:

- совокупность изменений энергетического состояния обрабатываемой поверхности на всех этапах технологических воздействий, как инструментальных, так и воздействий потоков газовой и металлической плазмы необходимых для анализа и прогнозирования эффективности осуществления и контроля технологических этапов;

- обоснование места расположения, способа установки и закрепления деталей и изделий при отработке процессов, обеспечивающих требуемый комплекс эксплуатационных свойств, а также оценки эффективности работы испарителей;

- выбор процедур и порядок их действий в технологических процессах, а также необходимых устройств их осуществления, обоснование компоновки размещения устройств в посадочных модулях вакуумной камеры, составление алгоритма их взаимодействий, формирующих заданный комплекс эксплуатационных свойств.

Главная задача процесса ВИП обработки при модифицировании поверхностного слоя является обеспечение воспроизводимости необходимого структурного состояния на различных технологических этапах, осуществляемых в рамках технологических воздействий потоков газовой и металлической плазмы, свойственных конкретному процессу. Это связано с тем, что воздействия высокоэнергетических потоков элементов газовой и металлической плазмы, позволяют изменять исходную поверхностную структуру или создавать принципиально новую, не свойственную материалу подложки, обеспечивающую заданный комплекс свойств. Результаты таких структурных поверхностных изменений зависят от множества трудно контролируемых параметров, включающих химический, фазовый состав и структурное состояние материала подложки, а также от энергетических характеристик потока частиц плазмы. Вопросы обеспечения воспроизводимости и качества формируемых поверхностных структур и свойств, особенно актуальны для процессов создания модифицированных поверхностных слоёв, когда в результате воздействия потоков газовой и металлической плазмы происходит диффузионное насыщение модифицирующим элементом обрабатываемого поверхностного слоя. Результатом такого технологического воздействия являются плазмохимические поверхностные реакции, в которых, для формирования фаз внедрения переменного состава или химических соединений требуется четкое соблюдение соотношений компонентов этих реакций. Как правило, структурные изменения поверхностного слоя происходят под воздействием качественного и количественного изменения его химического состава, поэтому необходимо осуществлять контроль данного параметра до и после осуществления процесса. Особенно это актуально для процессов создания многокомпонентных композиций модифицированных поверхностных слоёв, когда необходимо знать об эффективности влияния

легирующего элемента на структурные превращения. Формирование поверхностных структур при ВИП обработке происходит на атомном уровне с постепенным структурным переходом на нано- и микроуровень за счёт увеличения количества атомов участвующих в их создании. Исследуя взаимосвязь: увеличение содержания элементов, формирующих модифицированные слои, с их внутренним структурным строением на разных этапах структурного состояния и установив зависимости можно в дальнейшем прогнозировать и учитывать данные структурные переходы для обеспечения износостойкости создаваемых композиций [1-5].

Как уже отмечалось, технологические процессы ВИП обработки, формирующие модифицированные поверхностные слои, осуществляются путем воздействия на обрабатываемую поверхность ионов газовой и металлической плазмы различных составов и энергий. Очередность воздействий на поверхность ионных потоков различных энергий формирует этапы технологических процессов.

Технологический процесс модифицирования поверхности включает в себя следующие этапы: очистка и активация поверхности; нагрев обрабатываемой поверхности до заданного диапазона температур; диффузионное насыщение поверхности газовой или металлической плазмой, (рис.1).

В технологических воздействиях плазменных потоков на первом месте находится технологический этап очистки и активации поверхности. Связано это, прежде всего с тем, что формирование поверхностного слоя в процессе технологического инструментального воздействия, сопровождается получением сложного структурного состояния, включающего наличие самой поверхности, а также надповерхностного и подповерхностного слоя.

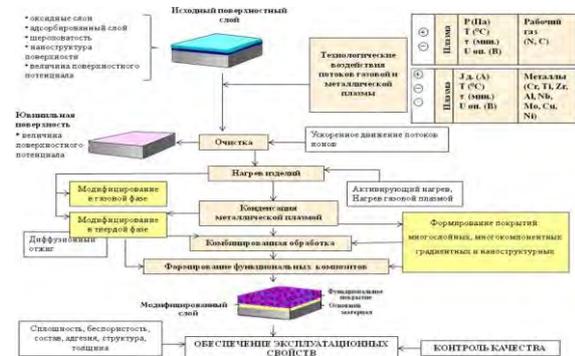


Рис. 1. Структурная схема технологических воздействий этапах ВИП обработки

Надповерхностный слой включает адсорбированный и оксидный слой, а также технологические загрязнения, подлежащие

удалению в процессе очистки. Эффективность удаления надповерхностного слоя, в процессе осуществления технологического этапа очистки обрабатываемой поверхности, определяет такие свойства, как скорость диффузионных процессов и равномерность их осуществления по поверхности, а наличие на поверхности загрязнений и оксидов в локальных зонах способствует образованию структурных дефектов.

Полное удаление оксидных слоев и загрязнений, позволяет получать бездефектные диффузионные слои и осуществлять активацию поверхности, оценку эффективности проведения процессов очистки и активации поверхности можно осуществлять по изменению величины приведённого поверхностного потенциала ( $V_p$ ), измеряемого в процессе перемещения подвижного электрода датчика устройства измерения  $V_p$  в временном интервале равном 100мкс.

Конструкционные металлические материалы, применяемые в авиастроении и машиностроении, имеют широкий диапазон величин  $V_p$ , при этом измеряемые величины значений  $V_p$  могут быть как отрицательные, так и положительные. Отрицательные значения  $V_p$  указывают на наличие в надповерхностном слое загрязнений, адсорбционных слоев и оксидов, положительные значения  $V_p$  указывают на наличие в этом слое сложнелегированных или дефектных оксидов, а также отсутствие оксидов. По мере удаления загрязнений с адсорбированными элементами, значения величины  $V_p$  растет и приближается к величине потенциала оксида. У всех металлов значение величины потенциала оксида различное. Титановые сплавы в зависимости от наличия на поверхности простого оксида или сложнелегированного имеют диапазон величин  $V_p$  от -60мВ до -200 мВ, наиболее отрицательные значения оксидов формируются в процессе технологических инструментальных воздействий связанных с полировкой поверхности, диапазон значений  $V_p$  составляет от -1000мВ до -2000мВ. Алюминиевые сплавы имеют величину  $V_p$  от -1000 мВ до -1500мВ. Стали, в зависимости от легирования имеют величину  $V_p$  от +100 мВ до -400 мВ.

Удаление оксидов ускоренным потоком газовой плазмы аргона с поверхности металлов способствует формированию значений  $V_p$  с положительным знаком. Чем выше значение  $V_p$ , тем более полное происходит удаление оксидов с поверхности. Активность поверхности растет с уменьшением толщины оксидного слоя. Полное удаление оксидного слоя обуславливает начало процесса ионное травление поверхности и подповерхностного слоя. Ионное травление поверхностного слоя, при технологическом

воздействии ускоренного потока газовой плазмы аргона, происходит путем послойного удаления с поверхности атомов обрабатываемого металла. Толщина удаляемого слоя определяется энергией плазменного потока, временем его воздействия, определяющим необходимый диапазон травления с целью формирования новой поверхности, обеспечивающей необходимый уровень эксплуатационных свойств.

Оценочной величиной эффективности данного этапа может являться значение величины  $V_p$ . Зная величину  $V_p$  чистой ювенильной поверхности и величину  $V_p$  после проведения этапа очистки и активации, можно судить об эффективности ионной обработки поверхности по разности этих значений  $V_p$ , (рис 2).

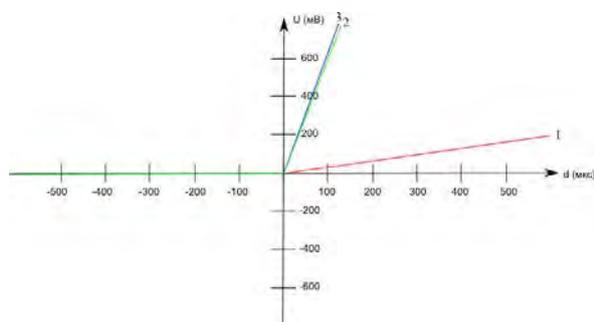


Рис. 2 – Характер изменения величины приведённого поверхностного потенциала  $V_p$ , сформированного на стали 36НХТЮ при технологических инструментальных воздействиях : 1 – прокатка; 2 – обработка ионным потоком из плазмы Ar; 3 - обработка электронным потоком из плазмы Ar

Второй этап технологического процесса модифицирования заключается в нагреве поверхности до заданного диапазона температур. Нагрев поверхности изделий сопровождается повышением поверхностной энергии. При ВИП обработке наиболее эффективный разогрев может осуществляться как за счет воздействия на поверхность ускоренных электронных или ионных потоков из газовой плазмы, так и ионным потоком металлической плазмы. Кинетическая энергия соударения частиц плазменных потоков переходит в тепловую энергию, эффективность которой зависит от первичной энергии частиц плазменных потоков, ускоряющего напряжения и времени воздействия.

Очередность осуществления технологических этапов очистки и нагрева обрабатываемых поверхностей может меняться или совмещаться, результативность этих этапов тесно взаимосвязана, а последовательность их исполнения определяется степенью загрязнения поверхности, так в случае интенсивного загрязнения поверхности её необходимо прогреть, а затем провести этап очистки.

С повышением температуры нагрева в остаточном вакууме  $3 \cdot 10^{-3}$  Па, активность поверхности возрастает. Однако необходимо помнить, что с ростом температуры поверхности повышается активность остаточного кислорода в объеме вакуумной камеры, что увеличивает возможность образования на обрабатываемой поверхности вторичных оксидов. Образование вторичных оксидов ухудшает свойства поверхности и может отрицательно повлиять на формирование диффузионных слоев. Образование таких соединений приводит к уменьшению значения величины  $V_p$  и по интенсивности уменьшения  $V_p$  можно судить о толщине оксида.

Третий этап: конденсация и диффузионное насыщение осуществляется при технологическом воздействии на обрабатываемую поверхность ионных потоков газовой и металлической плазмы более низких энергий. Об образовании конденсационных и диффузионных слоев можно судить по величине  $V_p$ , так как каждому химическому соединению, формируемому на поверхности, соответствует определенная величина  $V_p$ , (рис.3). Величина этого потенциала может изменяться в пределах изменения дефектности его структурного состояния или химического состава. Построив корреляционную зависимость величины  $V_p$  от дефектности структурного состояния можно говорить о качестве формируемого диффузионного слоя. Таким образом, значение величины  $V_p$  может являться одной из оценочных характеристик эффективного осуществления технологических этапов процессов модифицирования.

Процесс модифицирования при ионно вакуумной химико-термической обработке характеризуется, прежде всего, изменением химического состава поверхностного слоя обрабатываемого металлического материала под воздействием ускоренных потоков газовой и металлической плазмы.

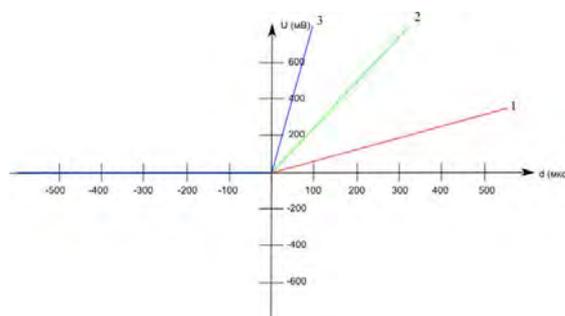


Рис. 3 – Влияние технологических воздействий потока газовой плазмы в процессе модифицирования азотом стали 36НХТЮ: 1 – прокатка (исходная); 2- обработка ионным потоком из плазмы (70% Ar-30% N ); 3- обработка

электронным потоком из плазмы (30%N-70%Ar) на характер изменения величины приведённого поверхностного потенциала  $\Psi_p$

Технологические воздействия плазменных потоков на обрабатываемую поверхность осуществляют совмещение процессов осаждения элементов плазмы с последующим процессом их диффузии в подложку, при этом происходят значительные концентрационные изменения и перераспределения, как самих элементов подложки, так и появление новых элементов из осаждаемых плазменных потоков.

Технологическое воздействие инструмента в процессе прокатки стали 36НХТЮ до толщины 0,5 мкм способствовало формированию определённого комплекса структуры и свойств при этом наблюдается определенная зависимость распределения элементов состава стали в подповерхностном слое, (рис.4).

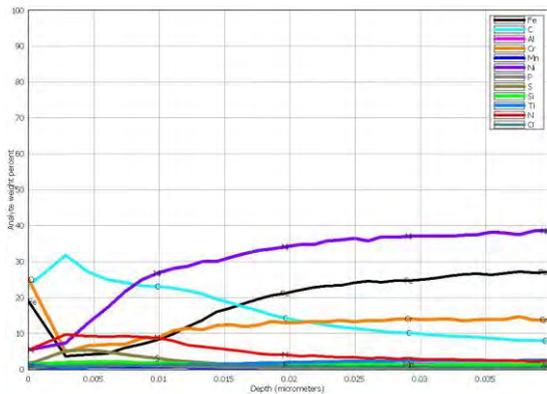


Рис. 4. Влияние технологического воздействия инструмента в процессе прокатки на распределение элементного состава стали 36НХТЮ в поверхностном слое глубиной 0,04мкм.

Технологическое воздействие на обрабатываемую поверхность ионного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N), в процессе модифицирования при ионно вакуумной химико-термической обработке (опорное напряжение - 500В, 30мин., T-400-450<sup>0</sup>C), существенно изменило характер распределения элементов стали. Наблюдается насыщение обрабатываемой поверхности азотом (элемент газовой плазмы) с равномерным диффузионным распределением его по глубине подповерхностного слоя, (рис.5). Непосредственно в поверхности наблюдается незначительное повышение концентрации Ni, при этом Fe и Cr основы понижаются.

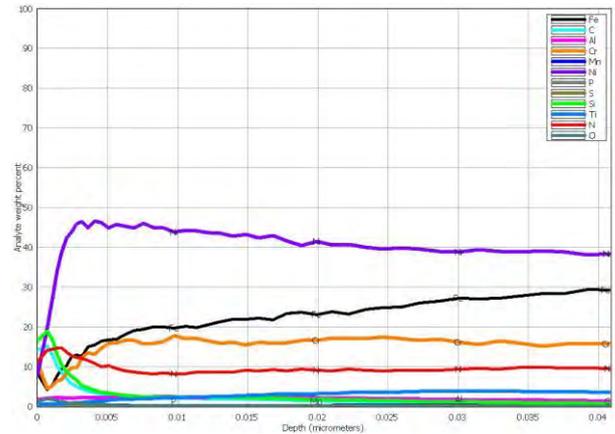


Рис. 5. Влияние технологического воздействия ионного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N) в процессе модифицирования (опорное напряжение -500В, 30мин., T-400-450<sup>0</sup>C) на распределение элементного состава стали 36НХТЮ в подповерхностном слое глубиной 0,04мкм.

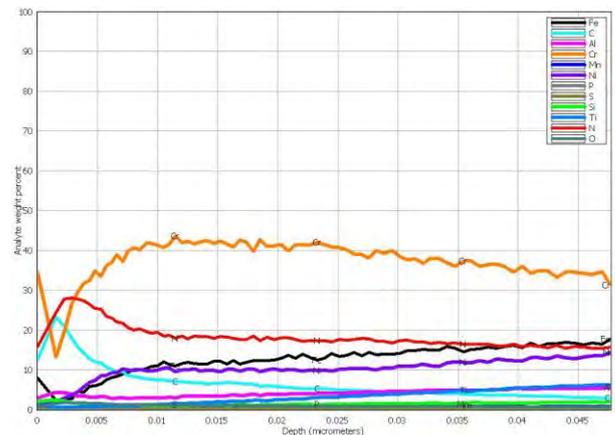


Рис. 6. Влияние технологического воздействия электронного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N) в процессе модифицирования (опорное напряжение + 65В, 15мин., T-400-450<sup>0</sup>C) на распределение элементного состава стали 36НХТЮ в подповерхностном слое глубиной 0,045мкм.

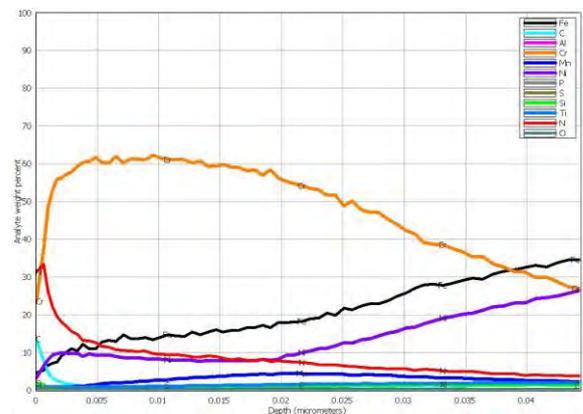


Рис. 7. Влияние технологического воздействия электронного потока из газовой плазмы (70%Ar-

30%N ) в процессе модифицирования (опорное напряжение + 65В, 30мин., T-400-450<sup>0</sup>С) на распределение элементного состава стали 36НХТЮ в подповерхностном слое глубиной 0,045мкм.

Технологическое воздействие на обрабатываемую поверхность электронного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N) в процессе модифицирования при ионно вакуумной химико-термической обработке (опорное напряжение + 65В, 15мин., T-400-450<sup>0</sup>С) привело к совершенно иному характеру распределения элементного состава исследуемой стали, (рис.6,7). Наблюдается насыщение обрабатываемой поверхности азотом (элемент газовой плазмы), однако, механизм равномерного диффузионного распределения по глубине подповерхностного слоя замещается на градиентное с наличием максимума в узком слое поверхности и минимума на глубине 0,05 мкм подповерхностного слоя. Концентрация Cr в подповерхностном слое значительно возросла, при этом оказалось, что интенсивность роста зависит от времени процесса модифицирования. При времени процесса 15 мин. концентрация Cr увеличилась в два раза, а при 30 мин. произошло трёхкратное увеличение концентрации и максимальное значение составило 60% весовых, при этом наблюдается понижение концентрации Ni. На глубине поверхностного слоя около 0,06 мкм концентрация Cr и Ni стабилизируются до значений, соответствующих данному сплаву.

Аналогичная картина изменения распределения элементного состава в подповерхностном слое наблюдается и у стали 73Н18Х после осуществления процесса модифицирования при ионно вакуумной химико-термической обработке по тем же режимам, что и у стали 36НХТЮ. Изменение концентрации N и Cr, Ni по глубине подповерхностном слое в зависимости от режимов модифицирования у стали данного класса носят аналогичный характер, что указывает на некоторую закономерность, свойственную сталям этого класса.

Эффект перераспределения элементного состава сталей в зависимости от технологических воздействий на обрабатываемую поверхность электронного и ионного потока из газовой плазмы, а также влияние его на взаимодействие с потоками металлической плазмы в процессах модифицирования при ионно вакуумной химико-термической обработке позволит всесторонне оценить и создать механизм формирования сложных процессов по созданию композиционных поверхностных слоёв с необходимым уровнем функциональных свойств.

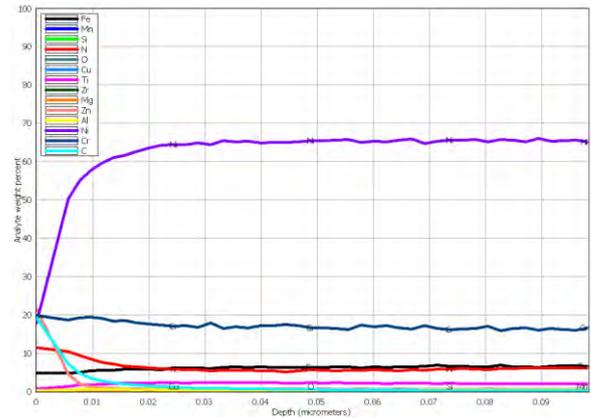


Рис. 8. Влияние технологического воздействия ионного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N) в процессе модифицирования (опорное напряжение -500В, 30мин., T-400-450<sup>0</sup>С) на распределение элементного состава сплава 73Н18Х в поверхностном слое глубиной 0,1 мкм.

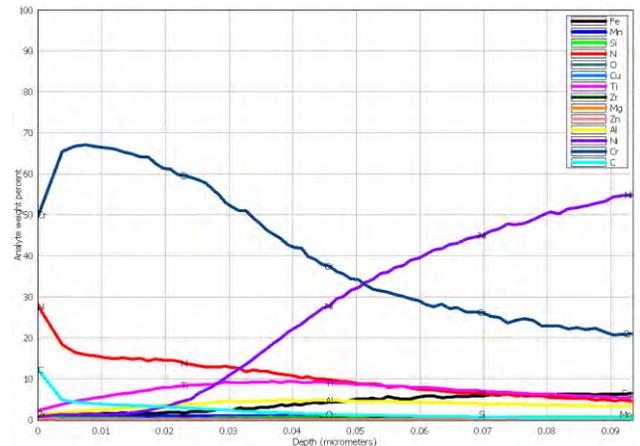


Рис. 9. Влияние технологического воздействия электронного потока из газовой плазмы (70%Ar-30%N) в процессе модифицирования (опорное напряжение + 65В, 30мин., T-400-450<sup>0</sup>С) на распределение элементного состава сплава 73Н18Х в поверхностном слое глубиной 0,1 мкм.

1. Плихунов В.В., Петров Л.М., Омельченко И.С., Оборудование, технологии и методы контроля, процессов формирования многофункциональных ВИП покрытий и модифицированных слоёв на титановых сплавах // Сборник трудов Международная конференция «Ti-2013 в СНГ», Украина, г. Донецк, 26-29 мая 2013г., С.270-273.
2. Плихунов В.В., Петров Л.М., Технологическая наследственность поверхностного слоя титановых сплавов и её роль в формировании покрытий в процессах ВИП обработки // Сборник трудов Международная конференция «Ti-2013 в

СНГ», Украина, г. Донецк, 26-29 мая 2013г.,  
С.274-278

3.Петров Л.М., Плихунов В.В., Определение энергетического состояния поверхности конструкционных металлических материалов после технологических воздействий. Авиационная промышленность № 1, с. 22-27, 2012 г.

4. Петров Л.М., Плихунов В.В. Реакционная способность поверхностного слоя конструкционных металлических материалов

на этапе ионного травления при вакуумной ионно-плазменной обработке // Авиационная промышленность, 2012, № 2, с. 35-39.

5. Плихунов В.В., Петров Л.М., Зеленков В.В., Иванчук С.Б., Смирнова А.Н. Оценка эффективности ионной очистки поверхности конструкционных материалов. Сборник материалов VII международной научно-технической конференции «Вакуумная техника, материалы и технология», г. Москва, с. 73-79, 2012 г.

## ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ПОВЕРХНОСТНОЙ ВАКУУМНОЙ ИОННО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ – ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ ИЗДЕЛИЙ АВИАЦИОННОЙ ТЕХНИКИ

В. В. Плихунов, Л. М. Петров, С. Б. Иванчук

Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий», Москва  
E-mail: plm@niat.ru

Работоспособность аэрокосмических изделий из конструкционных материалов во многом определяется структурным состоянием и комплексом физико-химических и технологических свойств поверхностного слоя, создаваемого при использовании современных технологий поверхностной обработки. Одним из перспективных направлений технологий поверхностной обработки, повышающих работоспособность изделий и деталей, является создание модифицированных поверхностных слоёв и нанесения различных видов покрытий, в том числе, и наноструктурных [1]. При этом реализуемый новый комплекс эксплуатационных физико-химических свойств, как правило, не свойственен материалу основы и позволяет обеспечить работоспособность изделий в экстремальных условиях эксплуатации.

Современные научно - технические достижения в области физики плазмы и вакуумного оборудования позволили осуществить технический прорыв в области создания и внедрения инновационных технологий поверхностной вакуумной ионно-плазменной (ВИП) обработки. Поэтому, в настоящее время, ВИП технологии можно рассматривать как наиболее перспективные технологии при производстве изделий авиакосмической техники, так как они позволяют создавать сложные композиции различных видов покрытий и модифицированных поверхностных слоёв, а также осуществлять комплексную обработку с предварительным диффузионным модифицированием, что способствует созданию градиентных структур поверхностных слоёв со специальными свойствами без ухудшения механических свойств в объеме изделий. При этом модифицирование поверхности дает значительный положительный эффект, как за счет повышения ресурса работы изделий, так и за счет снижения затрат на мероприятия по повышению несущей способности основного материала, включая дополнительное легирование и совершенствование технологий производства полуфабрикатов и изделий.

Однако при реализации любых технологий модифицирования или нанесения покрытий возникают значительные затруднения, связанные с наличием на поверхности окислов, слабо связанных с основой и влияющих на качество формируемого покрытия и модифицированного слоя. В связи с этим вопрос качества формирования покрытий и

модифицированного поверхностного слоя часто определяется эффективностью способа подготовки исходной поверхности.

Задача обеспечения качества формируемого модифицированного слоя или покрытия при ВИП обработке носит комплексный характер. Пути ее решения зависят от структурного состояния исходного материала, способа и вида финишной обработки поверхности детали, технологических возможностей используемого оборудования и эффективности воздействия плазмы на поверхность детали на всех технологических этапах обработки. Кроме того, для обеспечения качества обработки поверхности важно иметь в наличии эффективные методы контроля технологических этапов и их приборного обеспечения [2,3].

Применение ВИП обработки характеризуется большими технологическими возможностями по изменению физико-химических и механических свойств поверхности за счет создания оптимальной структуры, фазового состава и степени легирования фаз. Прежде всего, изменение поверхностной структуры и свойств достигается при диффузионном модифицировании её газовой и металлической плазмой (рис. 1).

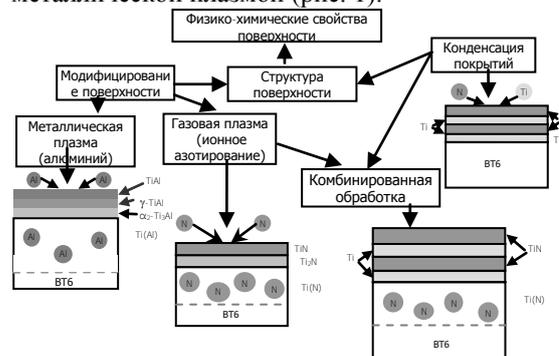


Рис.1. Схема формирования структуры и комплекса свойств поверхности конструкционных материалов при ВИП обработке (На примере деталей из титанового сплава Ti-6Al-4V)

При этом виде поверхностной обработки могут формироваться все виды структур, согласно, диаграммы состояния материал подложки – диффузионно насыщающая газовая или металлическая плазма. При этом могут реализовываться как градиентные структуры, состоящие из твердых растворов и химических соединений, так и интерметаллидные соединения [4]. Наилучшее сочетание свойств при

диффузионном модифицировании наблюдается в том случае, когда формирование структуры поверхностного слоя начинается с образования твердых растворов плавно переходящих в химические соединения. Так, при ионном азотировании титанового сплава ВТ6 наилучшее сочетание поверхностной твердости с глубиной диффузионного слоя и триботехническими свойствами наблюдается, когда формирование фазового состава модифицированного слоя происходит в соответствии с диаграммой состояния Ti-N: вначале происходит образование твердого раствора внедрения азота в  $\alpha$ - и  $\beta$ -фазах титана, затем протекает иницированное азотом  $\beta \rightarrow \alpha$  превращение с образованием в конечном итоге на поверхности слоя нитридов от состава  $Ti_2N$  до состава TiN (рис. 2) [7,8].

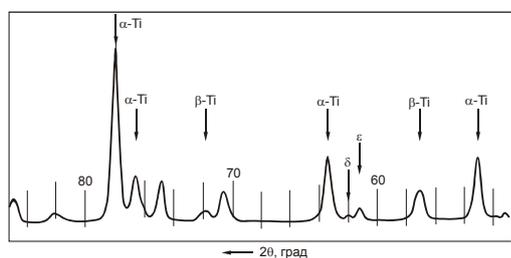


Рис. 2. Участок дифрактограммы поверхности сплава ВТ6 после ионного азотирования:  $t = 500 - 550^\circ C$ , ( $\tau = 30$  мин)

Изменение свойств поверхности при ВИП обработке может быть достигнуто и за счет нанесения покрытия из чистого металла и их нитридные, карбидные и оксидные соединения. При этом могут формироваться как монослойные покрытия, так и многослойные многокомпонентные с нанометрической структурой в промежуточных и основных слоях. Сочетание диффузионного модифицирования и конденсации покрытия в едином технологическом цикле позволяют осуществить комбинированную обработку поверхности с реализацией нового комплекса эксплуатационных свойств [5].

Внедрение в машиностроение ВИП технологий началось с разработки коррозионно-износостойких многослойных покрытий системы Ti-Ti<sub>2</sub>N – TiN для стандартизованной арматуры соединений трубопроводов изготавливаемой из стали ЭИ 961. Проведенные всесторонние испытания разработанной композиции показали её высокую работоспособность в nipple соединениях трубопроводов. При этом было установлено, что уровень реализуемых свойств покрытия в значительной степени зависит от технологии её формирования. Выявленные в ходе исследований закономерности изменения фазового состава и структуры покрытий от энергетических параметров плазменного потока позволили оптимизировать этапы

технологического процесса формирования многослойного покрытия, особенно на этапе очистки и активации поверхности и нанесения демпфирующего (промежуточного) и твердого (основного) слоя. Установленное соотношение этих слоев 1÷3 обеспечило сокращение количества микропор до 5 пор на см<sup>2</sup>, что позволило обеспечить его высокую коррозионную стойкость. Результатом технологических исследований процесса ВИП обработки являются разработанные технологические рекомендации (ТР) ТР 1.4.1580-86, ТР 1.8.508.87.228-88. Последующие исследования ВИП технологий позволили значительно расширить эффективность технологических воздействий потоков газовой и металлической плазмы и создать новые редакции этих документов в 2010 году. Эти документы являются базовыми при разработке директивных технологических процессов. В частности, были разработаны процессы нанесения многослойных покрытий на основе композиции нитрида титана, комбинированное поверхностное упрочнение, процесс низкотемпературного формирования покрытия, а также процесс удаления и восстановления покрытий. Для успешного внедрения этих документов в машиностроение были разработаны также методы контроля качества формирующихся покрытий, особенно состояния поверхности на финишном этапе формообразующих технологических процессов. Так для анализа состояния поверхности на этапе очистки и её активации был предложен метод оценки энергетического состояния поверхности. По изменению величины поверхностного потенциала, измеренного методом контактной разности потенциалов, удалось количественно оценить степень загрязнения и очистки поверхности. Был разработан и создан прибор, а также методики по измерению поверхностного потенциала при формировании ионно-вакуумных покрытий и диффузионных модифицированных слоев. На базе рентгеновского бездифракционного флуоресцентного анализатора разработан метод контроля толщины покрытий, позволяющий быстро и с точностью  $\pm 0.4 \mu m$  измерять толщины покрытий на деталях nipple соединений. Также был разработан метод измерения величины остаточных макронапряжений [6].

Дальнейшие работы по развитию ВИП технологий привело к созданию комплексной системы обеспечения воспроизводимости и качества поверхностных структур и свойств конструкционных материалов методом ВИПобработки (рис.3).

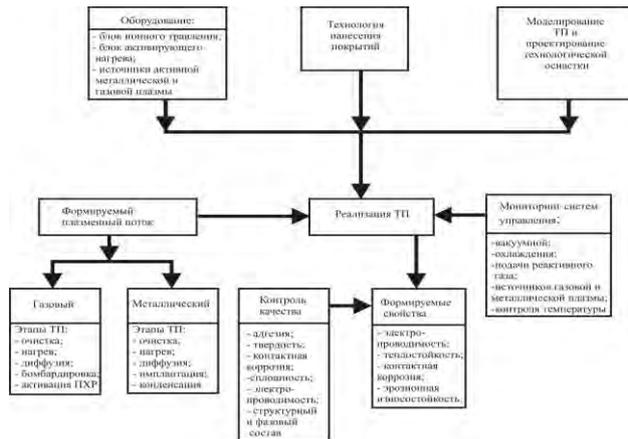


Рис.3 Комплексная система получения заданных свойств поверхности титановых сплавов при ВИП обработке.

Основой этой системы является вакуумное оборудование с встраиваемыми блоками ионного травления, активирующего нагрева, источниками активной металлической плазмы и источником импульсного опорного напряжения, которое позволяет производить поверхностную обработку всех конструкционных материалов, применяемых в машиностроении. При этом реализуются больше технологических возможностей, связанных с получением диффузионных модифицированных слоев, формирования многокомпонентных, многослойных покрытий с градиентной и нанометрической структурой, а также осуществлением комбинированной обработки в едином технологическом цикле. Комплексная система предусматривает также моделирование технологических процессов, разработку методов и приборов контроля качества, а также осуществление аттестации рабочего объема вакуумной камеры и сертификации технологических процессов. Основным технологическим этапом, обеспечивающим качество формирования модифицированных слоев и покрытий, является ионное травление исходной поверхности деталей ускоренной квазинейтральной газовой плазмой. При этом достигается полное удаление с поверхности загрязнений и оксидов и её активация. В качестве источника ускоренной газовой плазмы применяется модуль «Плагус», образующий ионный газовый поток с энергией 200 эВ.

Об эффективности ионного травления можно судить по изменению величины поверхностного потенциала ( $\phi$ , мВ). Так у титанового сплава ВТ6 в результате ионного травления почти полностью восстанавливается величина поверхностного потенциала измеренного после вакуумного отжига (рис.4). Таким образом, критерием активности обрабатываемой поверхности, может являться энергетическая характеристика величины

поверхностного потенциала, которая в результате ионного травления изменяется от минусового значения до плюсового.

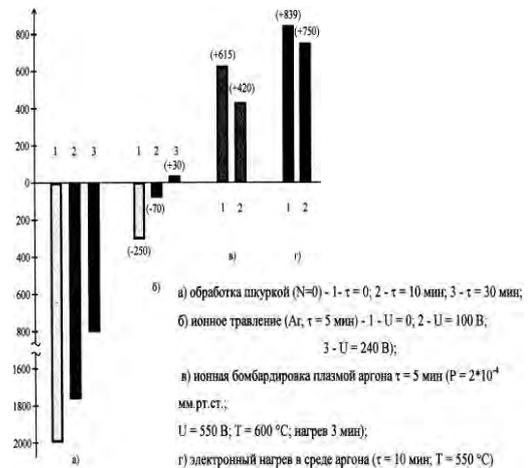


Рис.4 Изменение величины поверхностного потенциала титанового сплава ВТ6 после различных технологических воздействий.

Исследования показали, что качество и воспроизводимость технологических операций при ВИП обработке достигается тогда, когда вакуумная установка в своем составе имеет модуль ионного травления и активации поверхности, источники активной металлической и газовой плазмы. Существующие серийные установки, как правило, имеют один или несколько источников активной плазмы металла, используемой на всех этапах технологического процесса, включая очистку и активацию поверхности. Такой подход к формированию покрытий оправдан при их нанесении на инструмент средних и крупных размеров. Для деталей машиностроения, особенно, сложных геометрических форм и деталей с высокой твердостью (низкая температура отпуска) более целесообразно применять газовые источники плазмы, обеспечивающие очистку и активацию поверхности при низких температурах (+200..250°C) без дефектации исходной поверхности. Отсутствие на серийных установках дополнительных блоков газовой плазмы приводит к снижению качества покрытия. Однако, в случае установки всего комплекса дополнительного оборудования, технологические возможности установки резко снижаются:

- ограничивается возможность формирования многокомпонентных покрытий; возникают трудности в обеспечении сплошности и структурной однородности обрабатываемых поверхностей.

В связи с этим появилась техническая необходимость создания общего технологического модуля, включающего блок ионного травления, блок нагрева и активации

поверхности и двух источников активной металлической плазмы.



Рис.5 Общий вид установки «Радуга» для ВИП обработки конструкционных материалов.

Особенностью этих установок («Радуга») является наличие боковых технологических модулей, которые позволяют изменять конфигурацию плазменных потоков в рабочем объеме камеры. Конструкция камеры и наличие технологических модулей позволяет обрабатывать детали из металлических материалов и неметаллов, включая детали основного производства, штамповую оснастку и инструмент.

1. Ильин А.А., Петров Л.М., Бецофен С.Я., Спектор В.С. Ионно-вакуумные технологии создания градиентных, нанометрических поверхностных структур в конструкционных материалах // В сб. «Труды III Российско-Японского семинара «Оборудование и технологии для производства компонентов твердотельной электроники и наноматериалов», М.: МИСиС, 2005, с. 251-259.
2. С.Я. Бецофен, Л.М. Петров, А.А. Ильин, И.О. Банных, А.Н. Луценко. Исследование влияния текстуры и гетерогенности состава на измерение остаточных напряжений в ионно-плазменных покрытиях Поверхность.

Рентгеновские, синхротронные и нейтронные исследования. 2004, №1, с. 39-45.

3. С.Я. Бецофен, Л.М. Петров, С.М. Сарычев, И.О. Банных Рентгеновские методы исследования газонасыщенных слоев в титановых сплавах. «Ti-2005 в СНГ», РИО ИМФ им. Г.В.Курдюмова НАН Украины, 2005, с. 240-243.
4. Ильин А.А., Бецофен С.Я., Скворцова С.В., Петров Л.М., Банных И.О.. Структурные аспекты ионного азотирования титановых сплавов // Металлы, 2002, №3, с. 6-15.
5. А.А. Ильин, Е.А. Романовский, С.Я. Бецофен, А.М. Борисов, Л.М.Петров, В.С. Спектор, М.В. Серков. Исследование структуры TiN покрытий методами ядерного обратного рассеяния протонов и рентгеноструктурного анализа. Металлы, 2005, №2, с. 33-37.
6. Ильин А.А., Спектор В.С., Петров Л.М. Комплексная оценка обеспечения работоспособности титановых сплавов методами вакуумной, ионно-плазменной обработки // Авиационная промышленность, 2005, №2, с. 27-32.
7. Петров Л.М., Федорова Т.В., Спектор В.С., Лукина Е.А., Иванчук С.Б. Исследование влияния различных видов обработки поверхности на эффективность ионного азотирования Ti сплавов // В сб. «Научные труды МАТИ им. К.Э. Циолковского», вып. 9 (81), М.: Издательский центр «МАТИ», 2005, с. 17-22.
8. Скворцова С.В., Ильин А.А., Петров Л.М., Спектор В.С., Лукина Е.А. Ионно-вакуумное азотирование как способ повышения триботехнических характеристик титановых сплавов // В сб. «Труды Международной конференции «Ti-2005 в СНГ», РИО ИМФ им. Г.В.Курдюмова НАН Украины, 2005, с. 231-236

## КОНТРОЛЬ ШУМОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МАШИН ПРИ МОДЕРНИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВА INSPECTION OF THE NOISE CHARACTERISTICS OF TECHNOLOGICAL MACHINES DURING THE MODERNIZATION OF THE PRODUCTION

О.Н. Поболь<sup>1</sup>, Г.И. Фирсов<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет технологии и управления им. К.Г. Разумовского, Москва, Россия

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; firsovgi@mail.ru

Производственный шум в цехах текстильной промышленности является в настоящее время основным экологическим фактором: превышение санитарных норм составляет 10-20 дБА, при этом большая часть оборудования имеет двадцати-сорокалетний срок службы. При модернизации промышленности закупку и оснащение новыми машинами, организацию производства и планирование шумозащиты необходимо выполнять с учетом соответствия шумовых характеристик машин требованиям санитарных норм.

Возникает необходимость разработки методологии управления шумовым режимом в цехах, обеспечивающей экологически целесообразный выбор оборудования с учетом его шумовых характеристик, рациональную расстановку машин в производственных помещениях и изменение акустических характеристик производственных помещений. Принятие решений и оценка их эффективности целесообразно базировать на новом научном подходе - диффузионно-энергетической акустической теории, позволяющей учитывать совместно влияние соответствующих факторов на уровни звукового давления на рабочих местах в цехах. В качестве базового контрольного параметра для оборудования примем основную шумовую характеристику машины - скорректированный уровень звуковой мощности  $L_{PA}$  в дБА. В этом случае уровни звука на рабочих местах в цехе могут быть определены по кратко изложенной ниже методике, устанавливающей связь УЗМ одной машины с шумовым режимом в производственном помещении, с учетом средней плотности установки машин, акустических характеристик помещения и характеристик рассеяния и поглощения шума машинами. Для контроля шумовых характеристик машин в условиях их производства и эксплуатации, а также для определения технического уровня и использования при работах по их шумозащите нормативными документами устанавливаются технические нормы шума для конкретных типов машин. Эти характеристики учитывают только прямое шумоизлучение машины.

Характеристики, регламентируемые техническими нормами из условия обеспечения требований санитарных норм для данного вида оборудования при типовой установке и эксплуатации, называются предельно допустимыми шумовыми характеристиками. Основной нормативной предельно допустимой шумовой характеристикой  $X$  является

предельно допустимый уровень звуковой мощности. Предельно допустимые шумовые характеристики определяются для отдельных типов машин с учетом условий их эксплуатации по соответствующим стандартам, где установлены нормативные параметры и методы их определения. Для целей акустического проектирования и предварительной оценки соответствия шумовых характеристик машин требованиям санитарных норм используются обобщенные предельно допустимые шумовые характеристики, которые задают предельно допустимые характеристики для близких по типу машин, объединенных в группы с учетом характерной плотности их установки и условий эксплуатации. Такая методология технического нормирования разработана для однотипных машин, эксплуатируемых на стационарных скоростных режимах.

Аналогичный подход целесообразно применить и для высоко шумного оборудования конкретных цехов отдельного предприятия: при проводимой в настоящее время модернизации предприятий и замене устаревшего оборудования новым станвится возможным выбор и расстановка машин с учетом фактора шумности. Предельно допустимые уровни звука и уровни звуковой мощности в октавных полосах частот определяются для машин расчетным путем при различных вариантах их расстановки в цехе. При этом решается задача, обратная расчету шумового режима на рабочих местах при известных значениях уровней звуковой мощности машин.

Расчет шумового режима в цехах текстильных фабрик может выполняться при известных октавных уровнях звуковой мощности машин по двум различным методикам. Стандартная методика [1] универсальна, но достаточно сложна, однако применима для всех вариантах расположения источников шума и при расчете шумового режима использует последовательное суммирование от отдельных источников шума и не учитывает рассеяния и поглощения шума самими источниками. Но для текстильных цехов с плотной расстановкой однотипного оборудования и наличием технологических звукопоглотителей, такой подход приводит к завышению расчетных уровней шума до 8 дБ. Поэтому для экспресс-контроля уровней шума в цехах текстильной и легкой промышленности с однотипным оборудованием разработана методика [2], учитывающая специфику производства, а также рассеяние и по-

глощение шума машинами. По первой методике расчет уровня звукового давления на рабочих местах выполняется путем суммирования излучения отдельных локальных источников шума. Вторая методика предусматривает расчет шумового режима по оцененной средней плотности звуковой энергии в цехе при известной удельной акустической мощности установленного оборудования. Для производств отрасли характерно оснащение цехов однотипным оборудованием, установленным с постоянной средней плотностью. Звуковое поле в цехах характеризуется высокой равномерностью - даже в проходах между машинами шириной до 6 м колебания уровней не превышает 1,5-2 дБ. Предлагаемая методика базируется на диффузионно-энергетической акустической теории, позволяющей учитывать совместно влияние соответствующих факторов на уровни звукового давления на рабочих местах в цехах. Это позволяет аналитически учитывать одновременно звуковую мощность машин, их плотность установки и коэффициент использования, рассеяние и поглощение шума машинами и ограждениями цеха. Полученные по описанной методике расчетные значения уровней звука на рабочих местах дают возможность объективно оценить шумовые характеристики машин применительно к конкретным условиям эксплуатации и осуществлять альтернативный выбор отраслевого оборудования с учетом лимитирующего экологического фактора.

В основу расчета уровня звукового давления на рабочих местах по диффузионно-энергетической теории положено уравнение плотности звуковой энергии  $w$  в цилиндрической волне, распространяющейся в производственном помещении от элементарных источников с равномерно распределенной по поверхности пола звуковой мощностью  $P$ , равной сумме акустических мощностей всех установленных машин. При равномерном распределении звуковой мощности с плотностью  $P_l$  (Вт/м<sup>2</sup>) от  $m$  машин на поверхности пола  $S_n$  средняя интенсивность излучения в любой точке цеха в результате интегрирования выражения для  $w$  найдена равной  $I = wc = 2P_l/(\alpha_1 + 2k\alpha_2)$ , и тогда уровни звукового давления на рабочих местах в цехе определяется зависимостью

$$L = 10 \lg I/I_0 = 10 \lg P/P_0 + 10 \lg 2qS_0/(\alpha_1 + 2k\alpha_2), \quad (1)$$

где  $P$  - мощность звукоизлучения одной машины, Вт;  $I_0 = cw_0 = 10^{-12}$  - стандартное пороговое значение интенсивности, Вт/м;  $P_0 = cw_0S_0 = 10^{-12}$  - стандартное пороговое значение звуковой мощности, Вт;  $S_0 = 1 \text{ м}^2$ ;  $c$  - скорость звука, м/с;  $q = m/S_n$  - плотность

установки машин, шт/м<sup>2</sup>;  $k = \sum_{i=1}^{m_i} S_i/S'$  - относительная плотность тел рассеяния в поперечном сечении цеха для  $m_i$  машин с площадью поперечного сечения  $S_i$  при площади поперечного сечения цеха

$S'$ ;  $\alpha_1$  и  $\alpha_2$  - средние значения коэффициентов звукопоглощения ограждений цеха и машин. Из уравнения (1) с учетом коэффициента одновременности работы машин  $K_M$  получено уравнение для расчета шумового режима  $L = L_P - X - Y$ , в котором где  $X = -10 \lg [2qS_0/(\alpha_1 + 2k\alpha_2)]$ ,  $Y = -10 \lg K_M$ , где  $L_P$  - УЗМ машины, дБ;  $X$  - параметр плотности установки машин, дБ;  $Y$  - параметр одновременности работы машин в цехе, дБ. Отсюда для цехов отрасли при  $\alpha_1 = 0,10 - 0,15$  и  $\alpha_2 = 0,45 - 0,73$  параметр плотности установки машин найден равным  $X = -6,6 - 10 \lg(qS_0)$ .

Уравнение (1) может быть использовано также при управлении шумовым режимом в цехах путем изменения акустических характеристик производственных помещений за счет установки звукопоглощающих облицовок и применения систем штучных звукопоглотителей (чаще всего кулисного типа, развешиваемых под потолок или непосредственно над машинами). В этом случае в уравнении (1) изменяется величина второго слагаемого за счет увеличения коэффициентов звукопоглощения  $\alpha_1$  и относительной плотности тел рассеяния звука  $k$ .

Исследования показали, что расчеты по классической диффузионной теории дают приемлемые результаты только на небольших расстояниях от источника менее 5 м, а на больших расстояниях расхождение с экспериментом достигает 10-12 дБ. Наилучшие совпадения дает диффузионно-энергетическая теория с учетом рассеяния и поглощения шума оборудования цеха: разница между расчетными и экспериментальными значениями уровня звукового давления на расстояниях до 25 м не превосходят 2 дБ. Проводилась оценка уровней шума в прядильном цехе с размерами 70x50x5 м с количеством машин - 80 с габаритами 1,5x0,8x2 м. Расчетные значения октавных уровней шума в цехе по методике [1] без учета рассеяния шума оборудованием значительно превосходит соответствующие расчетные значения по методике [2], наибольшая разница на частоте 250 Гц составляет 6,8 дБ. На частотах 63-2000 Гц погрешности расчетов по методике [1] выходят за пределы установленных в результате массовых исследований шумового режима в производствах отрасли доверительных границ погрешностей расчетов по отраслевой методике. Таким образом, использование методики [1] для анализа шумового режима в цехах отрасли нецелесообразно вследствие неудовлетворительной точности получаемых результатов.

1. Защита от шума. СНиП II-12-77. М.: Госстрой России, 2000.
2. Поболь О.Н., Фирсов Г.И. Оценка шумовых характеристик машин в цеховых условиях (на примере текстильной и легкой промышленности) // Вестник научно-технического развития. - № 12(40). - 2010. - С.12-20.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФУЛЛЕРЕНОВ НА КИНЕТИКУ ОТВЕРЖДЕНИЯ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ПКМ

Я.М. Портнова<sup>1</sup>, В.В. Мазур<sup>1</sup>, П.П. Чегодаев<sup>1</sup>, А.В. Родионов<sup>1</sup>, А.М. Думанский<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ОАО «ОНПП «Технология», Обнинск, Россия, <sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [alduman@rambler.ru](mailto:alduman@rambler.ru)<sup>2</sup>

### Цель

Целью данной работы являлось исследование влияния фуллеренов на физико-механические характеристики препрега и упругопрочностные свойства углепластика для повышения деформативности матрицы и снижения ее хрупкости. Повышение деформативности матрицы и снижение ее хрупкости способствует реализации высоких упругопрочностных свойств углеродных наполнителей.

### Введение

Известно, что бисмалеимидные связующие наиболее освоены в промышленности благодаря относительной доступности исходных мономеров для их синтеза и дешевизне, возможности широкого регулирования технологических свойств, обеспечивающих использование традиционных методов как для совмещения с наполнителем (вязкость расплавов при 100-50<sup>0</sup>С составляет 01, 1,5 Па.с), так и для переработки их в изделия. Материалы на основе бисмалеимидного связующего обеспечивают использование традиционных методов переработки материалов: намотку, автоклавное формование, прессование, литьевое прессование [1]. Бисмалеимиды (БМИ) – соединения, получаемые реакцией диамина и малеинового ангидрида с последующей химической или термической имидизацией образующейся олигоамидокислоты.

При нагревании выше температуры плавления БМИ полимеризуются по свободнорадикальному механизму из-за высокой реакционной способности двойных связей. Исследование кинетики полимеризации БМИ показало, что в процессе структурирования могут образовываться сшивки линейного, лестничного или циклического строения. В дополнении к полимеризации бисмалеимиды могут также участвовать в ряде химических реакций – реакции Дильса-Альдера в присутствии подходящих диенов, реакции с двойными связями аллильного типа, во взаимодействии с первичными и вторичными аминами, с цианатами, изоцианатами, азометинами и эпоксидами. Способность бисмалеимидов к такому множеству реакций привела к разработке большого ряда промышленных олигомеров и связующих. Низкомолекулярные бисмалеимиды на основе ароматических диаминов, содержащие мостиковые бифенильные, эфирсульфоновые, ариленэфиркетонные фрагменты, являются кристаллическими

соединениями с  $T_{\text{ш}}=60-250^{\circ}\text{C}$ . После отверждения при температуре 200-300<sup>0</sup>С БМИ образуют хрупкие сшитые системы, способные к эксплуатации вплоть до 230<sup>0</sup>С [2,3].

Свойства отвержденных БМИ особенно температура стеклования, деформационная теплостойкость, трещиностойкость существенно зависят от химического состава олигомера и соотношения БМИ: отвердителя, условий отверждения и особенно условий термообработки, которую проводят при температуре 200- 250<sup>0</sup>С вплоть до 315<sup>0</sup>С в течение 2-40 ч, обычно под давлением.

### Технология изготовления

В отличие от традиционной технологии изготовления препрегов методом пропитки наполнителя в ванне со связующим умеренной концентрации (40-50%) предлагаемая расплавная технология основана на совмещении наполнителя (углеродных тканей, углеродного волокна) с тонким слоем высококонцентрированного связующего. Благодаря этому до минимума сводится применение растворителей, следовательно, решаются экологические проблемы: сточных вод, выбросов в атмосферу. В то же время применение расплавов требует решения ряда сложных технологических задач, связанных с высокими вязкостью и температурой плавления бисмалеимидных олигомеров, возможностью совмещения расплава олигомера с наполнителем, с обеспечением необходимой смачиваемости наполнителя и жизнеспособностью полуфабрикатов. Для снижения температуры плавления и вязкости расплава используют эвтектические смеси бисимидов.

Используемое в данной работе связующее БМИ-3, является модификацией состава связующего Compimide, которая позволила получить связующее с пониженной вязкостью расплава, что в свою очередь способствует повышению технологичности при переработке.

Тепло- и термостойкое связующее Compimide 353A фирмы Evonic Degussa GmbH представляет собой эвтектическую смесь одного алифатического (3-метил-гексаметиленбисмалеимид) и двух ароматических (1, 1'-(метилен ди - 4, 1 – фенилен) бисмалеимид или дифенилметанбисмалеимид и N, N – 1, 3 – фенилен дималеимид или метафениленбисмалеимид) бисмалеимидов.

Для получения связующего, технологичного в переработке и обладающего повышенной ударной

прочностью бисмалеимид Comrimide 353A использовали в сочетании с модификаторами Comrimide TM 123 и Comrimide TM 124.

### Программа эксперимента

Comrimide TM 123 (4, 4'- Бис (о-пропенилфенокси) бензофенон) представляет собой высоковязкую жидкость, предназначен для улучшения технологичности бисмалеимидных материалов, повышает их ударную прочность и термоокислительную устойчивость.

В наших исследованиях были использованы материалы, полученные на основе связующего БМИ-3. Связующее БМИ-3 было изготовлено на основе вышеречисленных компонентов в соотношении: Comrimide 353A – 70 м.ч., Comrimide TM123 – 30 м.ч., Comrimide TM124 – 20 м.ч. При изготовлении препрега БМИ-3/3692 на основе связующего БМИ-3 и углеродной ткани арт.3692 использовалась щелевая технология в одношаговом процессе на поливальной машине фирмы «Сибя - Гейги». Преимущество одношагового процесса состоит в том, что при производстве пленки из связующего и совмещении с армирующим наполнителем за один технологический цикл позволяет уменьшить тепловую нагрузку на связующее, плавление связующего производится только один раз. Схема установки для получения препрега БМИ-3/3692 представлена на рисунке 1.

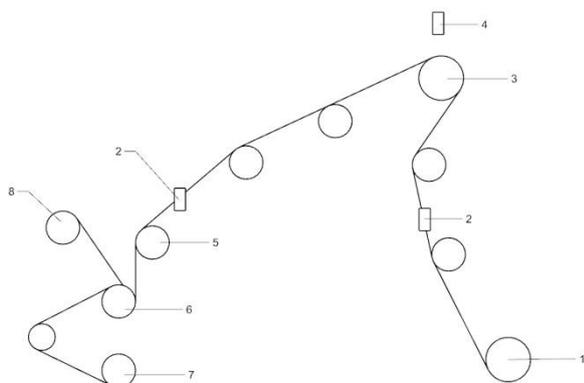


Рис. 1. 1 - вал смоточного устройства; 2 - датчик массы; 3 - обогреваемый вал; 4 - фильера; 5 - направляющий валок; 6 - вал намоточного устройства; 6 - вал для пленки полиэтиленовой; 7 - вал для пленки полиэтиленовой; 8 - вал смоточного устройства доработки поливальной машины для получения армированных пленок

### Кинетика отверждения

Была проведена оценка влияния фуллеренов на кинетику отверждения исследуемых материалов, а также на их механические свойства. Кинетические кривые, полученные методом ДСК, показывают, что у связующего с фуллеренами тепловой эффект реакции  $Q_{св}$  [2] несколько выше, чем у исходного. Зависимость скорости тепловыделения от температуры при ДСК пленки БМИ, исходной и с добавкой

фуллерена приведена на рис. 2 (а). Зависимость скорости тепловыделения, выраженной в относительных единицах и соответствующей изменению скорости температуры  $10^0$  в минуту, от температуры при ДСК пленки БМИ, исходной и с добавкой фуллерена на рис 2(б).

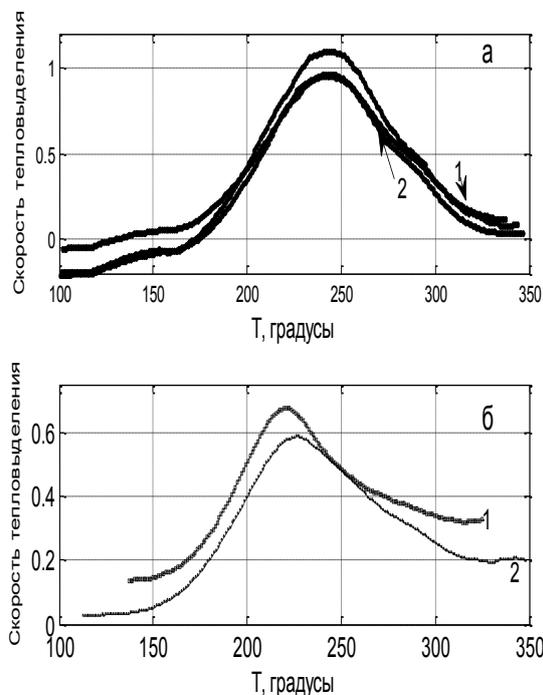
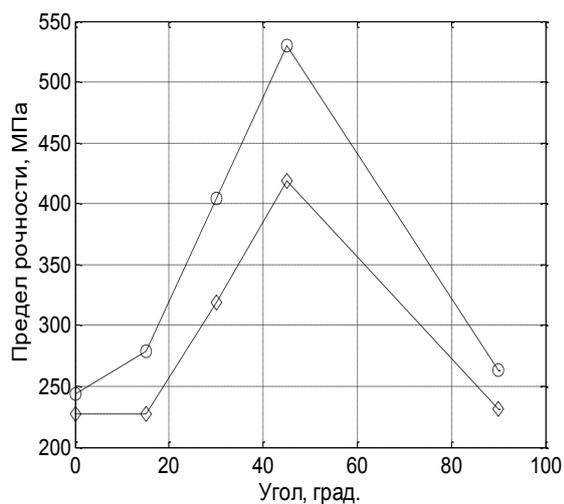


Рис. 2. Влияние фуллеренов (кривые 1) на зависимость скорости тепловыделения от температуры связующего БМИ-3/3692 (а – пленка связующего, б – препрег). Кривые 2 – соответствующие кривые немодифицированных материалов.

В препреге модифицированном фуллеренами также происходит увеличение теплового эффекта реакции отверждения  $Q_{пр}$ . Известно, что тепловой эффект реакции отверждения связующего в препреге пропорционален его объемному содержанию связующего в препреге. Экспериментальные данные показали, что в случае отверждения препрегов модифицированных фуллеренами отношение  $Q_{пр}/Q_{св}$  превышает аналогичное отношение для немодифицированных препрегов при практически равном содержании связующего в препрегах, что свидетельствует об образовании большего количества связей в ходе реакции отверждения.

В работе также была проведена оценка влияния наномодификации на предел прочности углепластика при сжатии. Схема армирования испытанных образцов: ( $\pm 45$ ) – 10 слоев. Образцы для испытаний были вырезаны под следующими углами: 0; 90; 15; 30; 45. Результаты испытаний на прочность при сжатии армированного углепластика БМИ-3/3692 представлены на рисунке 3.



**Рис. 3.** Анизотропия предела прочности при сжатии (сплошная линия связующее наномодифицированное 3% фуллереном)

Значительное увеличение прочности при сжатии (до 20%) достигнуто для модифицированных образцов углепластика вырезанных под углами 30 и 45 градусов.

### Выводы

Изучено влияние фуллеренов на зависимость скорости тепловыделения от температуры связующего БМИ-3. Полученные экспериментальные результаты показывают, что введение фуллеренов (3%) оказывает существенное влияние на кинетику отверждения связующего БМИ-3.

Показано, что введение фуллеренов приводит к увеличению более чем на 20% прочности при сжатии, что косвенно свидетельствует об образовании сетчатой структуры связующего с большим количеством межмолекулярных связей.

### Ссылки на использованные источники

1. И.П.Мийченко// Технология полуфабрикатов полимерных материалов// НОТ Санкт-Петербург, 2012
2. Термоустойчивость пластиков конструкционного назначения/ Под ред. Е.Б.Тростянской. – М.: Химия, 1980. -250 с.
3. Ю.А.Михайлин, И.П.Мийченко Маленимидные связующие (обзор)// Пластические массы. -1992.-№5.-С.56-64// Adv. Polym. Sci. 2005. V.179. P.29—82.
4. У.Уэндлат Термические методы анализа. Пер. с англ. Под редакцией В.А.Степанова и В.А.Бернштейна, М.: Мир, 1978. с.145-209.

## МЕТОД МИНИМИЗАЦИЯ КОЛИЧЕСТВА ИСПЫТАНИЙ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПРОВОДНИКОВ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ ИМПУЛЬСНЫХ ТОКОВ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕОРИИ ЭРГОДИЧЕСКИХ СЛУЧАЙНЫХ ПРОЦЕССОВ

Е.А.Правоторова<sup>1</sup>, О.Б.Скворцов<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, pravotorova@bk.ru

<sup>2</sup>ООО «Диамех 2000»

Воздействие импульсного тока на металлические образцы вызывает механический отклик в виде радиального и осевого движения поверхности образца, которое может фиксироваться датчиками вибрации. Такие испытания позволяют исследовать процессы, связанные с действием пинч-эффекта и скин-эффекта в случае импульсного характера тока [1]. Одним из возможных применений данной методики может быть проведение испытаний элементов обмоток мощных трансформаторов, генераторов и моторов. Условия испытаний приближены к реальным, что позволяет учесть воздействие на образцы многоциклового нагружения при повышенных температурах и в присутствии электрических токов большой плотности. Возбуждение механических колебаний непосредственно в самом проводнике без внешних механических движущихся элементов (стендов задания многоциклового нагружения) позволяет существенно упростить испытания и снизить их стоимость. Возможность проведения испытаний на высокой частоте позволяет выполнить исследования на гигацикловую усталость [2] за сравнительно малый интервал времени. При такой постановке задачи важное значение имеет статистическое обоснование возможности применения длительных испытаний с распространением их результатов на большое количество параллельно работающих в реальном оборудовании однотипных образцов (стержней обмоток упомянутого оборудования).

Предлагается сократить объем испытаний и количество испытательных образцов без потери получаемой информации путем изменения плана эксперимента на основании представления об испытании материалов, как об эргодическом стационарном процессе, для которого допустима замена традиционного осреднения информации по множеству реализаций осреднением информации по времени [4].

Основные вибрационные параметры такие, как ускорение  $a(t)$ , в радиальном  $a_{radial}(t)$  и осевом  $a_{axial}(t)$  направлении в общем случае являются случайными функциями времени, ход изменения которых регистрируется в процессе испытаний в моменты времени  $t_1, t_2, \dots, t_m$ . Пусть над случайными функциями  $a_{axial}(t)$  и  $a_{radial}(t)$  проведено  $n$  независимых опытов, что соответствует вибрационному испытанию  $n$  образцов. В результате получено  $n$  реализаций случайных функций. Методы

математической статистики позволяют найти оценки для характеристик каждой из двух случайных функций: математического ожидания  $m_{axial}(t)$ ,  $m_{radial}(t)$ , дисперсии  $D_{axial}(t)$ ,  $D_{radial}(t)$ , и корреляционной функции  $K_{axial}(t, t')$ ,  $K_{radial}(t, t')$ .

Как показали исследования, с определенного момента времени, для каждого из исследуемых процессов своего, они принимают стационарный характер, то есть имеют вид непрерывных случайных колебаний вокруг некоторого среднего значения, причем ни средняя амплитуда, ни характер этих колебаний не обнаруживают существенных изменений с течением времени.

Эти процессы по своей природе более предсказуемых, чем нестационарные, и описываются в рамках корреляционной теории сравнительно простыми характеристиками, для которых выполняются следующие три условия.

Во-первых, изменение стационарной случайной функции протекает однородно по времени и для стационарной случайной функции математическое ожидание постоянно:  $m_{axial}(t) = m_{axial} = \text{const}$ ,  $m_{radial}(t) = m_{radial} = \text{const}$ .

Во-вторых, соблюдается условие постоянства дисперсии:  $D_{axial}(t) = D_{axial} = \text{const}$ ,  $D_{radial}(t) = D_{radial} = \text{const}$ .

И, наконец, в-третьих, корреляционная функция стационарного случайного процесса зависит не от величины аргументов  $t_1$  и  $t_2$  на оси абсцисс, а только от промежутка  $\tau$  между первым и вторым аргументом:  $\tau = t_2 - t_1$ , т.е.

$$K_{axial}(t, t+\tau) = K_{axial}(\tau) \text{ и } K_{radial}(t, t+\tau) = K_{radial}(\tau).$$

Следовательно, корреляционная функция стационарного случайного процесса есть функция не двух, а всего одного аргумента. Это обстоятельство в ряде случаев сильно упрощает операции над стационарными случайными функциями.

Стационарный процесс называется эргодическим, если его числовые характеристики, полученные усреднением по множеству реализаций, с вероятностью, сколь угодно близкой к единице, равны тем же числовым характеристикам, полученным усреднением по времени из одной достаточно длинной реализации случайного процесса, т.е. для эргодических процессов  $x(t)$  справедливы равенства:

$$\begin{aligned} \tilde{x}(t) &= \bar{x}(t) \\ \tilde{x}^2(t) &= D_x(t) + \bar{x}^2 \\ x(t) \cdot x(t+\tau) &= \bar{x}(t) \cdot \bar{x}(t+\tau) \end{aligned}$$

где  $\sim$  символ осреднения по времени,  $-$  символ осреднения по множеству реализаций. Из эквивалентности двух способов усреднения эргодического случайного процесса по множеству и по времени следует, что нет необходимости изучать большую совокупность реализаций, а достаточно одной реализации, наблюдаемой в течение достаточно большого промежутка времени.

На практике мы не имеем возможности исследовать случайный процесс и его корреляционную функцию на бесконечном участке времени; участок значений  $t$ , с которым мы имеем дело, всегда ограничен. Если при этом корреляционная стационарного случайного процесса при увеличении  $t$  не убывает, а, начиная с некоторого  $t$ , остается приблизительно постоянной, это обычно есть признак того что процесс не является эргодическим. Стремление же корреляционной функции к нулю при  $t \rightarrow \infty$  говорит в пользу эргодического процесса. Это утверждение основано на эргодической теореме Биркхофа-Хинчина [5], представляющей не только значительный теоретический интерес, но и находящей применение как в статистической физике, так и в технической практике. Причина этого состоит в том, что для определения таких важных характеристик, какими являются  $M_x(t)$ ,  $D_x(t)$  и  $K(t)$ , требуется многократное осуществление испытаний. Эргодическая теорема Биркхофа-Хинчина показывает, что с вероятностью единица можно при этом ограничиться единственной реализацией процесса  $x(t)$ . Итак, для того, чтобы оценивать характеристики случайного процесса по одной реализации на достаточно большом участке времени  $T$  следует выяснить характер поведения ее корреляционной функции.

При достаточно большом  $T$  математическое ожидание  $m_x$  может быть приблизительно вычислено по формуле:

$$m_x \approx \frac{1}{T} \cdot \int_0^T x(t) \cdot dt \quad (1).$$

Аналогично может быть приближенно найдена корреляционная функция  $K_x(\tau)$  при любом  $\tau$ :

$$K_x(\tau) = M \left[ x^o(t) \cdot x^o(t + \tau) \right] \quad (2).$$

Где  $x^o(t) = x(t) - m_x$  и

$$K_x(\tau) \approx \frac{1}{T - \tau} \cdot \int_0^{T-\tau} x^o(t) \cdot x^o(t + \tau) \cdot dt$$

На практике обычно интегралы (1) и (2) заменяют конечными суммами и после ряда преобразований получают окончательно:

$$\tilde{K}_x \left( \frac{p \cdot T}{m} \right) = \frac{1}{m - p} \cdot \sum_{i=1}^{m-p} x^o(t_i) \cdot x^o(t_{i+p}) \quad (3),$$

где  $m$  – количество точек  $t_1, t_2, \dots, t_m$ ;  $p$  – текущие значения индекса  $t_p$ ; ( $p=1+m$ )

Вычисление корреляционной функции по формуле (3) производят для  $p=1, 2, \dots$  последовательно вплоть до таких значений  $p$ , при которых корреляционная функция становится практически равной нулю (в случае эргодического процесса) или приближаться к некоторой  $const$ , отличной от нуля.

Описанный подход был использован при исследовании вибрации радиальной и осевой вибрации полых и сплошных образцов из алюминия, латуни, меди, титана, стали, серебра и золота при пропускании через них импульсов тока. Ниже в качестве примера, приведены результаты измерений для образца в виде сплошного медного стержня диаметром 4 мм.

На рис.1 показана временная реализация зависимости ускорения в радиальном и осевом направлении для металлического образца при воздействии импульсного тока, а одиночный импульс вибрационного отклика из этой реализации показан на рис.2.

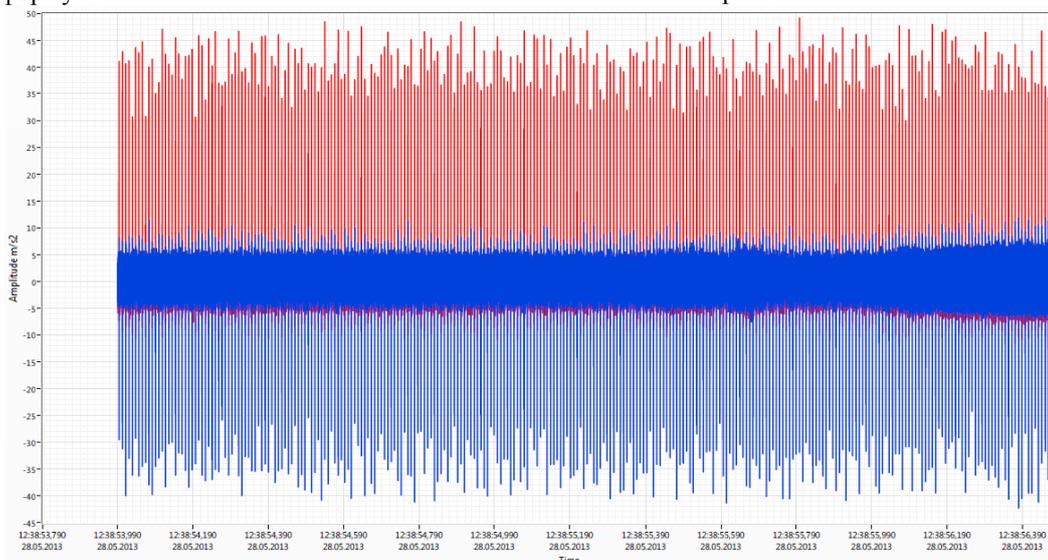


Рис.1. Сигнал ускорения ( $a_{radial}(t)$  синий - радиальное,  $a_{axial}(t)$  красный - осевое) Медный стержень диаметром 4 мм. Импульс 12 Вольт 160 мкс. Частота импульсов 100 Гц. Длительность реализации 2,6 секунды.

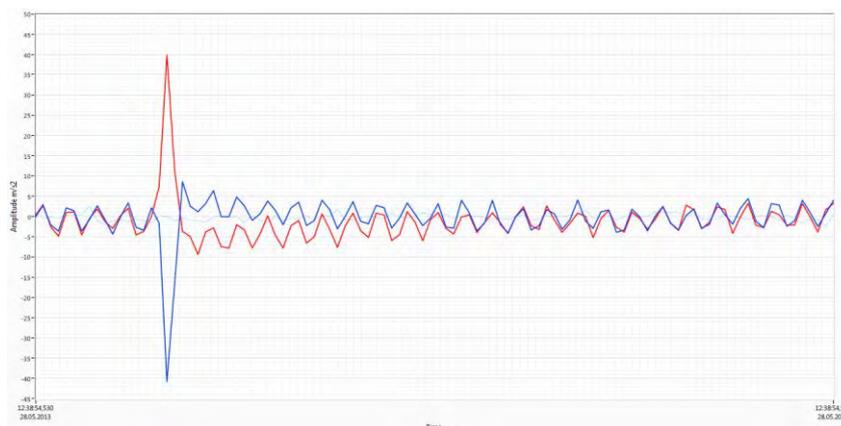


Рис.2. Сигнал ускорения  $a_{radial}(t)$  синий радиальное,  $a_{axial}(t)$  красный осевое) Медный стержень диаметром 4мм. Импульс 12 Вольт 160 мкс. Подробное представление одного импульса на фоне помех.

На рисунке 3 в качестве примера приведена зависимость автокорреляционной функции случайного процесса радиального ускорения поверх-

ности медных образцов, испытывающих действия импульсного тока.

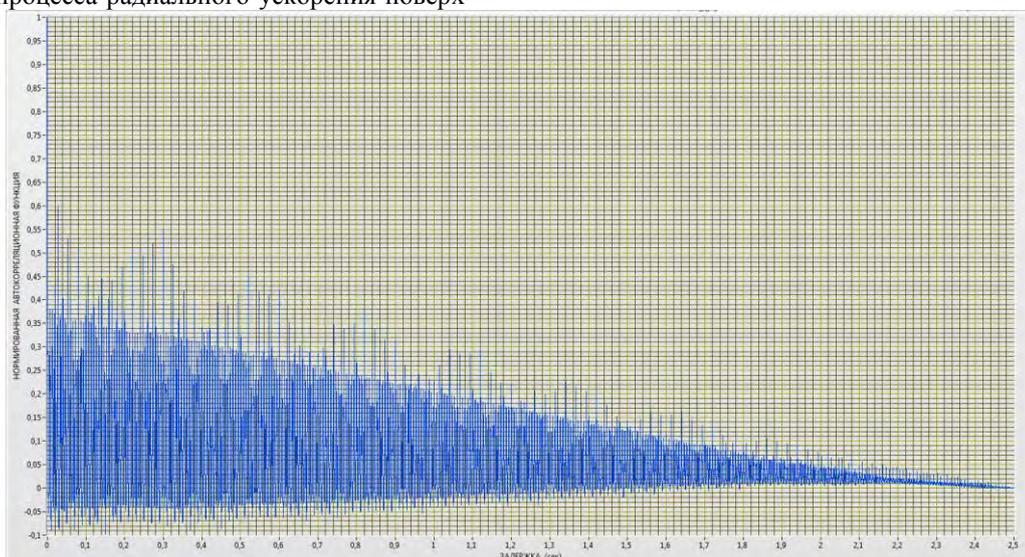


Рис.3. Нормированная автокорреляционная функция вибрационного отклика в виде радиального ускорения на воздействие импульсного тока с длительностью импульса 160 мкс. Частота импульсов 100 Гц. Образец – медный стержень диаметром 4 мм. Амплитуда импульсов 12 Вольт.

Увеличение частоты импульсов позволяет обеспечить проведение гигацикловых испытаний за время порядка одной недели или месяца

Параметры вибрационного воздействия на образец легко могут перестраиваться изменением настройки задающего генератора, управляющего формирователем импульсов тока.

Анализ представленных данных и результатов их статистической обработки позволяют заключить, что автокорреляционные функции исследуемых процессов при увеличении продолжительности испытаний стремятся к нулю. Отсюда можно заключить, что исследуемые процессы могут быть с достаточной точностью рассмотрены как стационарные и эргодические. Это позволяет без потери информации исключить повторные испытания материалов, заменив их проведением одного репрезентативного испытания необходимой продолжительности. Применение данной методики позволяет реализовать ресурсные

испытания материалов за ограниченный интервал времени.

1. Троицкий О.А., Сташенко В.И., Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Ускорение поверхностных слоев и вибрация металлического проводника под влиянием пинч-эффекта действия импульсного тока. Тезисы конференции "Наследственная механика деформирования и разрушения твердых тел - научное наследие Ю.Н.Работнова". М., Изд. ИМАШ РАН, 2014, с.106-107.
2. Claude Bathias, Paul Croce Paris. Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice. September 13, 2004 by CRC Press - 328 p.
3. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория вероятностей и ее инженерные приложения. М.: Академия, 2003, 480 с.
4. Правоторова Е.А., Буяновский И.А. Метод минимизации количества трибологических испытаний // ТСММ, 2009, № 3, с.15-20.
5. Гнеденко Б.В. Курс теории вероятностей .8-е изд., М.; Едиториал УРСС, 2005, 448с.
6. Скворцов О.Б. Выбор параметров контроля вибрации для систем непрерывного мониторинга состояния машин и агрегатов. Научные труды II Международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении, ИМАШ РАН, 2012, с.412-417.

## РАЗРАБОТКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ОСНОВ ФОРМИРОВАНИЯ АДГЕЗИОННОГО ПОДСЛОЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ НАНОПОКРЫТИЙ

Пронин В.В., Ананко А.М.

Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия

Взаимодействие колеса и рельса является физической основой движения поездов по железным дорогам. Проблемы взаимодействия колеса и рельса, которые представляли серьезную угрозу функционированию железных дорог, существовали на разных этапах развития железнодорожного транспорта, как в России, так и в других странах. Наиболее важной является снижение трения между гребнем колеса и боковой поверхностью головки рельса для предотвращения критического износа и уменьшения сопротивления движению поезда в кривых. Интенсивность износа гребней колесных пар и бокового износа рельсов зависит от нагруженности зоны контакта, скоростей относительного проскальзывания колеса, температуры в зоне контакта, наличия и свойств третьего тела в зоне контакта. Из всех этих параметров наиболее прямым и управляемым способом является введение в зону контакта третьего тела с заданными характеристиками. Разработаны многие технические средства, смазочные материалы и технологии лубрикации зоны контакта гребня колеса с рельсом. Одна из них является лубрикация контактно-ротапринтным способом подачи и нанесения твердого смазочного материала (СМ) колеса с последующим переносом смазочного материала на боковую поверхность головки рельса.

В качестве смазочного материала используются твердые антифрикционные покрытия. Они представляют собой микрокапсульную наноструктуру и мелкодисперсные наноприсадки, образующие на поверхностях контакта колеса и рельса тонкие твердые сухие антифрикционные покрытия. Процесс образования антифрикционного покрытия зависит от химической природы адгезива, который входит в состав СМ и контактирующей поверхности, то есть тип и количество функциональных групп адгезива и их способность к взаимодействию.

Адгезивы, обладающие полярными молекулами, имеют более устойчивую общую систему и силы притяжения между молекулами преобладают над силами отталкивания. Обычно содержание полярных молекул в адгезивах сравнительно низкое. Особое место в образовании адгезионного соединения отводится электрическим силам. Электрические силы в молекуле характеризуются положительной и отрицательной активностью точек на ее поверхности. Увеличение энергии происходит при соприкосновении положительной точки одной молекулы с отрицательной точкой другой молекулы.

Электрическая составляющая примерно равна  $1,5 \cdot 10^4$ — $1,5 \cdot 10^6$  кгс/см<sup>2</sup>, и, естественно, необходимо считаться с этими силами.

Наряду с указанными видами взаимодействий существуют дисперсионные межмолекулярные взаимодействия, свойственные всем молекулам. Дисперсионные силы играют большую роль в адгезии и действуют между любыми атомами независимо от наличия электрического заряда.

Особое место принадлежит водородной связи, которая занимает некоторое промежуточное положение между межмолекулярными и химическими связями. Действие водородной связи состоит в том, что участвующий в ней одновалентный атом водорода, связанный с электроотрицательным атомом молекулы ковалентной связью, одновременно связывается с другими атомами той же или другой молекулы.

Хотя энергия водородной связи намного слабее химической связи (30—100 ккал/моль), она все же во много раз превышает энергию межмолекулярных связей. Образование водородной связи между атомами водорода и кислорода возможно на расстоянии меньшем  $2,5 \text{ \AA}$ , когда гидроксильные группы не блокированы молекулами воды, т. е. когда на границе раздела отсутствует влага. Однако при очень сухих поверхностях прилипание резко ухудшается; так как происходит образование водородных связей с гидроксильными группами молекул твердого вещества этой же фазы, а собственно прилипание осуществляется в результате слабых ван-дер-ваальсовых сил. Водородная связь играет большую роль в создании структуры адгезивов и многих других его свойств.

Наибольшая прочность и стойкость адгезионных соединений достигается в результате химической связи. При этом абсолютное число химических связей обычно невелико. Повышение количества химических связей, приводящее к усилению адгезии, осуществляется путем использования активных функциональных групп, регулирование которых осуществляется в результате ввода поверхностно-активных добавок.

Формирование адгезионных связей, обеспечивающих получение высокой прочности можно обобщить следующим образом:

- когезионная прочность адгезивов, как правило, обуславливается химическими связями. В некоторых случаях — водородными связями и ван-дер-ваальсовыми силами;

- связи между адгезивом и шероховатой поверхностью возникают в результате диффузии

низкомолекулярных компонентов адгезива в поры и трещины твердой поверхности под влиянием температуры, давления и других факторов. При этом образуются главным образом ван-дер-ваальсовы связи.

Адгезия зависит от природы контактирующих фаз, свойств их поверхностей и площади контакта. Она определяется силами межмолекулярного притяжения и усиливается, если одно или два тела электрически заряжены, если при

контакте тел образуется донорно–акцепторная связь, а также вследствие капиллярной конденсации паров. Между молекулами адгезива в подслое и твердой поверхностью могут возникнуть самые различные силы, начиная от наиболее слабых дисперсионных и заканчивая силами химической природы.

Таким образом, причины возникновения адгезионного подслоя – действие межмолекулярных сил или сил химического взаимодействия.

## ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ ОРГАНОВОЛОКНИТОВ

В.Н. Пучков<sup>1</sup>, Ю.Н. Дроздов<sup>1</sup>, А.Г. Пономаренко<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [puchkov.v.n@bk.ru](mailto:puchkov.v.n@bk.ru)

<sup>2</sup>НИИ Физической и Органической Химии Южного Федерального Университета, Россия

### Введение

В работе рассматриваются трибологические свойства и область применения антифрикционных самосмазывающихся органоволокнитов (АСО), применяемых для создания износостойкой вращательной пары трения (шарниров, подшипников скольжения типа демпферов с высоким значением рассеиваемой мощности).

### Антифрикционные покрытия (область применения, структура)

Анализ трибологических характеристик различных покрытий, применяемых в сферических шарнирах и цилиндрических подшипниках скольжения, показывает, что наряду с твердыми смазочными покрытиями и металлофторопластовыми вкладышами в последнее время получены и нашли широкое применение композиционные самосмазывающиеся покрытия на основе тканей (из волокон ПТФЭ, графита и др.). Структура покрытия из антифрикционного самосмазывающегося органоволокнита (АСО) представлена на рис.1.

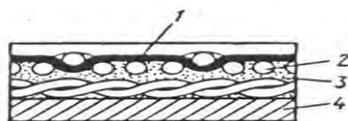


Рис.1 Структура покрытия АСО

Антифрикционные свойства покрытия определяются типом волокон на лицевой стороне покрытия (нити ПТФЭ), адгезионные свойства - типом волокон 2 на обратной стороне и характеристиками связующего 3, обеспечивающими прочность клеевого соединения покрытия с металлической поверхностью 4. Прочностные свойства покрытий этого типа в основном определяются разрывной прочностью полимерных упрочняющих нитей.

### Методы исследований

Целью работы является изучение влияния высоких контактных параметров (сила трения, контактная нагрузка, скорость скольжения) на работоспособность покрытий АСО в узлах сухого трения. Для создания предназначенных для работы в экстремальных условиях надежных и долговечных узлов трения, таких как подшипниковые самосмазывающиеся опоры скольжения, необходимо, задаваясь величиной допу-

стимого износа, выбрать материалы и технологию их обработки, которые обеспечивали бы требуемую долговечность.

Покрытия на основе антифрикционных самосмазывающихся органоволокнитов (АСО) представляют собой тонкослойный композиционный материал на основе технических тканей из армирующих волокон полиимида, полиамида или полиэфира, обеспечивающих высокие механические характеристики, в частности, нагрузочные свойства и вплетенных особым образом волокон политетрафтоэтилена, придающих уникальные смазочные характеристики, помещенные в матрицу полимерного клеевого связующего. Компоненты полимерной композиции выполняет свои функции, обеспечивая работоспособность узла трения в целом. Антифрикционная компонента необходима для получения низкого коэффициента трения, а нагрузки, возникающие при работе, перераспределяются между компонентами композита таким образом, что они воспринимаются и передаются на подложку в основном армирующими волокнами. Кроме перераспределения нагрузок армирующая компонента воспринимает возникающие при механическом воздействии внутренние напряжения и препятствует распространению трещин.

Связующее в составе АСО обеспечивает адгезию к подложке, армирующим волокнам и антифрикционным волокнам ПТФЭ, обладает прочностью и жесткостью для обеспечения работы при высоких нагрузках и достаточной эластичностью, устойчивостью к вибрациям, особенно при низких температурах. Связующее обеспечивает формирование устойчивых пленок переноса на поверхностях трения, от которых зависит ресурс работы АСО. АСО обладают высокими нагрузочными характеристиками – до 100 МПа при скоростях скольжения до 1 м/с, широким диапазоном рабочих температур – от -196°С до +250°С, стойкостью к ударным нагрузкам и вибрациям, к речной и морской воде.

Втулки с покрытиями из АСО испытаны в узлах трения вертолетов разработки Миля и Камова, в подшипниках серии ШЛТ, серийно выпускаемых на ОАО «Саратовский подшипниковый завод», в многоразовом космическом корабле «Буран», в узлах трения автомобилей БелАЗ, металлургическом и прессовом оборудовании, подъемно-транспортных механизмах и т.д. В НИИ ФОХ

ЮФУ исследования и разработки антифрикционных самосмазывающихся органоволокнистых (АСО) проводятся в течение более 30 лет. Разработана серия связующих, в основном, фенолокаучуковых, ряд технических тканей, содержащих волокна политетрафторэтилена (ПТФЭ), технологии нанесения покрытий.

Износ антифрикционного покрытия при действии максимальных нагрузок и скоростей скольжения, существенно зависит от температурного состояния контакта. Выбор контактных параметров для самосмазывающихся опор скольжения обычно определяется величиной произведения допускаемых контактных напряжений и скоростей скольжения, а именно  $[PI]$  или  $[PVI]$ . При этом используются предельные значения параметров, характеризующих их эксплуатационные свойства – допускаемые статические и динамические контактные давления  $[P_{max}]$ , допускаемая скорость скольжения  $[V_{max}]$  (при фиксированных давлении и температуре), максимальная температура эксплуатации  $[T_{max}]$  [ 1,2 ].

Линейная интенсивность изнашивания  $I$  определяется из выражения

$$I = \frac{dh}{dS} \approx \frac{h}{S},$$

где  $h$  - величина износа;  $S$  – путь трения скольжения.

Для оценки ожидаемого числа циклов или времени работы до отказа используются выражения, в которые входят: линейная интенсивность изнашивания, допустимая величина износа, средний диаметр сферы, амплитуда и частота качания.

Наиболее простая эмпирическая зависимость для интенсивности изнашивания выражается в виде:

$$I = KP^\alpha T^\beta V^\gamma$$

где  $K, \alpha, \beta, \gamma$  - находятся из экспериментальных данных.

Ресурс работы сферического подшипника с полимерным вкладышем определяется по формулам [2, 3]:

$$T = \frac{0,398[w]}{I_h R_1 \beta} 10^{-2}, N = \frac{14,327[w]}{I_h R_1 \beta},$$

где  $I_h$  - средняя безразмерная интенсивность изнашивания;  $[w]$  - допустимый износ;  $T$  - ч;  $N$  - число циклов взаимодействия..

Математическая модель, характеризующая процесс изнашивания вкладыша, формулируется с использованием методов теории подобия и анализа размерностей, посредством объединения теоретических представлений (фундаментальных уравнений), описывающих природу процесса и экспериментальных исследований и имеет вид [1,2]:

$$I_h = K(\Phi_1)^{\alpha_1} (\Phi_2)^{\alpha_2} \dots (\Phi_n)^{\alpha_n}$$

Здесь  $K$  – безразмерный коэффициент;  $\Phi_i$  ( $i=1, \dots, n$ ) – безразмерные критерии (инварианты), учитывающие сложный комплекс взаимосвязанных физических, химических и механических явлений, протекающих на поверхностях взаимодействующих тел, геометрические факторы, а также контактную ситуацию (кинматику движения, состояние смазочного слоя и поверхностных слоев материалов и т.д.).

### Коэффициенты трения и износостойкость АСО

На рис.2(а,б) и рис.3 приведены результаты сравнительных испытаний твердых металлофторопластовой ленты (МФЛ) и АСО, а также результаты трибометрических испытаний .

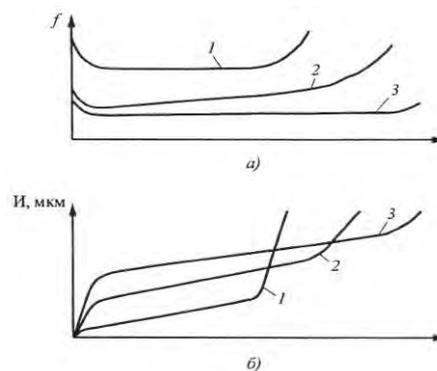


Рис. 2(а,б). Зависимости трибологических характеристик от продолжительности работы различных типов покрытий (1-ТСП; 2- МФЛ; 3- АСО)

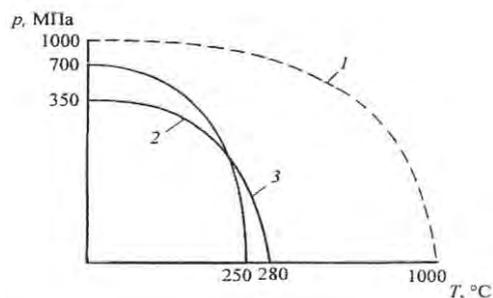


Рис.3. Зависимость несущей способности от температуры для различных типов покрытий (1-ТСП; 2-МФЛ; 3-АСО).

Для определения коэффициента трения используется следующее выражение [2, 3]:

$$f = \frac{K \cdot v_s^a}{p_a^b \cdot T_0^c}$$

где  $K$  – размерный коэффициент  $a, b, c$  - экспериментально определяемые значения. Область использования формулы:  $0 < p_a < 260$  МПа,  $273 < T_0 < 453$  К,  $0,0001 < v_s < 0,04$  м/с.

На рис.4 показаны зависимости коэффициента трения покрытия от давления и скорости при

вращательном движении: 1-  $0,2 \times 10^{-3}$  м/с, 2 –  $1,0 \times 10^{-3}$  м/с, 3 –  $3,0 \times 10^{-3}$  м/с,  $t=25^{\circ}\text{C}$ .

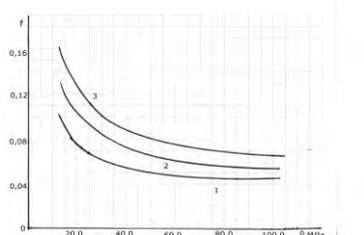


Рис.4. Зависимость коэффициента трения АСО от давления и скорости при вращательном движении: 1-  $0,2 \times 10^{-3}$  м/с, 2 –  $1,0 \times 10^{-3}$  м/с, 3 –  $3,0 \times 10^{-3}$  м/с,  $t=25^{\circ}\text{C}$ .

Для оценки износостойкости покрытий из антифрикционных самосмазывающихся организоволокнигов (АСО), использовали машину торцевого трения. Испытания проводили при контактных нагрузках в пределах от 5 МПа до 25 МПа при скорости скольжения 0,8 м/с.

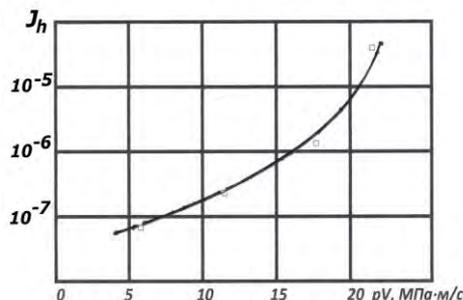


Рис.5. Зависимость интенсивности изнашивания покрытия АСО от параметра PV.

## Выводы

Предложенные в работе расчетные формулы для оценки ресурса и коэффициента трения скольжения трибосопряжений, применимые в широком диапазоне изменения рабочих параметров: контактного давления, скорости скольжения, температуры, могут быть использованы для расчетов на стадии проектирования пар трения. Испытанное самосмазывающееся композиционное покрытие подшипника обладает высокой несущей способностью и постоянным коэффициентом трения и пригодно для создания износостойких пар трения (шарниров, подшипников скольжения типа демпферов с высоким значением рассеиваемой мощности).

1. Дроздов Ю.Н., Павлов В.Г., Пучков В.Н. Трение и износ в экстремальных условиях. М.: "Машиностроение", 1986. С.223/
2. Когаев В.П., Дроздов Ю.Н. Прочность и износостойкость деталей машин. М.: Высшая школа, 1991. 319 с.
3. Дроздов Ю.Н. Артамонов В.Н. Расчет сферических шарнирных подшипников // Вестник машиностроения. 1985. № 2. С. 17-20.

## РОЛЬ НЕМОНОТОННОСТИ ПРИ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ В ФОРМИРОВАНИИ УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОЙ СТРУКТУРЫ В МЕТАЛЛАХ И СПЛАВАХ

Г.И. Рааб<sup>1</sup>, Утяшев Ф.З.<sup>2</sup>, Р.Ю. Сухоруков<sup>3</sup>

<sup>1</sup>Уфимский государственный авиационный технический университет

<sup>2</sup>Институт проблем сверхпластичности металлов РАН г. Уфа. ([ufz1947@mail.ru](mailto:ufz1947@mail.ru))

<sup>3</sup>Институт машиноведения им А.А. Благоднарова РАН. Москва, Россия.

**Введение.** Металлы и сплавы с субмикронной и нанокристаллической структурой проявляют необычно высокие и полезные физико-механические свойства, в том числе сочетание высокой прочности и пластичности. [1,2]. Для получения таких ультрамелкозернистых (УМЗ) материалов используют методы интенсивной пластической деформации (ИПД): равноканальное угловое (РКУ) прессование, кручение под давлением, всестороннюю ковку и другие. [2]. Предельный размер измельченных зерен зависит от природы материала и условий деформирования

**Цель.** Рассмотреть влияние различных факторов структурообразование при ИПД. Особое внимание уделить основному отличию методов ИПД от обычных методов большой деформации - немонотонности (разнонаправленной) деформирования,

**Природа материала.** При прочих равных условиях обработки большее измельчение наблюдается в материалах с низкой энергией дефектов упаковки, со сложным химическим, фазовым составом и в других материалах с ограниченной скоростью прохождения процесса возврата.

**Условия деформирования.** Для формирования зерен минимальных размеров необходимо, чтобы температура деформации  $T_d$  была заведомо ниже температурного порога рекристаллизации материала. Это условие накладывает ограничения и на скорость деформации  $\dot{\epsilon}$ , которая не должна приводить к заметному деформационному разогреву материала, в том числе в зоне локализации деформации. Поэтому обычно применяют малые скорости деформации, не превышающие ( $10^{-1}$  -  $10^{-2}$ )  $s^{-1}$ . Менее определенными величинами являются степень деформации  $\epsilon$  необходимая для формирования минимальных зерен и, собственно, минимальный их размер. При прочих равных условиях (природе материала и  $T_d$ ) указанные величины зависят от масштабного фактора - размера поперечного сечения деформируемой заготовки. Например, метод РКУ прессования применяют для получения нанокристаллической структуры в металлических прутках диаметром от 10 до 60 мм [3]. В результате во многих металлах (Cu, Fe, Ni, Ti) при РКУ прессовании

формируется УМЗ структура с минимальным размером зерен около 200-400 нм, которая при дальнейшем наращивании степени деформации (числа проходов) практически не измельчается. При этом для образования такой однородной УМЗ структуры во всем сечении прутка его подвергают многопроходному прессованию с суммарной  $\epsilon = 10 - 16$ , хотя в отдельных зонах прутка образование измельченных до указанных размеров зерен происходит уже после деформации  $\epsilon = 3-4$ . В тонкостенных (0,1-0,3 мм) дисках из тех же металлов, подвергаемых кручению под давлением, формируются более мелкие зерна  $\sim 100$  нм. Предельно возможное измельчение зерен и субзерен до размера равного нескольким нанометрам обеспечивают методы, в которых поперечное сечение деформируемой заготовки уменьшается до нескольких десятков микрон. В частности, такое измельчение достигается при размоле порошков Fe, Ni в шаровых мельницах, при волочении проволоки и прокатке фольг со степенью  $\epsilon \approx 5 - 7$ .

Во всех методах ИПД обрабатываемый материал в очаге деформации подвергается воздействию значительного квазигидростатического давления, в противном случае его обработка со столь большими степенями деформации становится невозможной. Кроме того, существенным для формирования мелких зерен фактором в методах ИПД является немонотонный характер деформирования.

Для практики важно определить зависимость среднего размера предельно измельченных зерен от степени деформации металлической заготовки с учетом её размеров. Решения такой задачи на качественном уровне (по порядку величины) в отношении многих металлов и сплавов, в которых при деформации образуется ячеистая структура, приводится ниже.

**Роль немонотонности.** При больших деформациях поликристаллических материалов неизбежно возникает немонотонность, обусловленная тем, что наряду с формоизменяющей деформацией материал повергается также поворотной деформации. Наличие большеугловых границ зерен в крупнозернистых материалах нарушает условие совместности деформации, что приводит к формированию малоугловых областей

разориентации, в результате возникновения множества поворотных (ротационных) мод. Для формирования зеренной структуры необходима активно создаваемая немонотонность деформации. Немонотонное деформирование приводит к многочисленному пересечению, микрополос, возникающих при деформациях  $\geq 0.6-0.7$ , отличающихся большеугловыми границами. В результате формируется зеренная микроструктура.

В разных методах ИПД активная немонотонность создается различными приемами. При равноканальном угловом прессовании путем поворота образца в каналах и между проходами. При всесторонней ковке и винтовой экструзии немонотонность возникает вследствие переходов. Способствует развитию немонотонности уменьшение размеров очага деформации при сохранении большой интенсивности деформации, поскольку в этом случае появляются новые направления сдвигов. Развитию немонотонности так же способствует многофазное строение материалов, в этом случае наличие вторичных

некогерентных фаз изменяет направления траектории и плоскостей скольжения дислокаций, приводя, тем самым, к ускоренному образованию зарядовых скоплений дислокаций с высокой плотности и, в конечном счете, границ деформационного происхождения. Наконец немонотонность деформации важна с точки зрения «сохранения» площади поперечного сечения образца и, следовательно, больших возможностей для конструкционного использования ультрамелкозернистых материалов. Рациональное использование «эффекта» немонотонности способствует ускоренному развитию фрагментации и формированию структур зеренного типа.

В заключении показано, что наряду с преимуществами связанными с эффективным изменением исходных структур до УМЗ размеров, методы ИПД целесообразно применять на заключительных стадиях измельчения зерен, поскольку они трудоемки, энергоемки, требуют приложения больших удельных сил.

1. Kaibyshev O. A, Utayshev F.Z Superplasticity: Microstructural Refinement and Superplastic Roll Forming. Futurepast. Arlington, VA22201 USA, 2005

2. Использование эффекта сверхпластичности для раскатки газотурбинных дисков из жаропрочных никелевых сплавов /Утяшев Ф.З. Бурлаков И.А., Гейкин В.А. и др. Проблемы машиностроения и надежности машин. №5. 2013. С. 96-105.

3. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Деформационные методы получения и обработки ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов. Уфа: Гилем, НИК Башк. энцикл. 2013. 376 с.

4. Утяшев Ф.З., Рааб Г.И. Влияние очага деформации на измельчение структуры в металлах // ФММ. 2007. Т.104. №6. С. 605-617.

## МЕТОДЫ АНАЛИЗА НЕОДНОРОДНЫХ ПОЛЕЙ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ

И.А.Разумовский

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [murza45@gmail.com](mailto:murza45@gmail.com)

### Аннотация

В докладе содержится краткий обзор современных экспериментальных методов исследования остаточных напряжений (ОН). Особое внимание уделено разрушающим методам, основанным на создании в исследуемой детали выреза – индикатора ОН (снятия слоя или полной разрезке детали на более простые элементы), цифровой регистрации больших массивов экспериментальных данных, зарегистрированных после разрезки, и их математической обработке.

### Классификация методов исследования ОН

Задача анализа остаточных напряжений (ОН) является одной из наиболее сложных проблем механики деформируемого твердого тела, так как с необходимостью предполагает анализ физико-механических процессов и структурных преобразований, происходящих в материале при разнообразных механических и тепловых воздействиях. К настоящему времени разработаны различные методические подходы, позволяющие решать типовые задачи анализа ОН в большинстве практических случаев. Эффективность применения того или иного метода зависит от типа напряжённо деформированного состояния (НДС), геометрии исследуемого объекта, характера распределения ОН, свойств материала и ряда других факторов.

Методы исследования ОН можно разделить на две основные группы: расчетные (аналитические и численные) и экспериментальные.

С развитием вычислительной техники и появлением современных программных комплексов для расчета НДС на основе метода конечных элементов (МКЭ) численные методы стали использоваться для моделирования сложных (с точки зрения описания процессов образования ОН) технологий изготовления элементов конструкций. К настоящему времени разработаны подходы и соответствующие компьютерные программы, позволяющие моделировать процессы формирования ОН, возникающих при отливке, сварке, термообработке и других технологиях изготовления деталей [1-3 и др.]. Вместе с тем, для успешного применения численных методов необходимо, с одной стороны - построение математической модели, позволяющей адекватно описать механические, физико-химические, тепловые и другие процессы, происходящие в материале, с другой – знание закономерностей изменения параметров, описывающих характеристики и структуру материала в течение всего процесса формирования

ОН. С учетом этих обстоятельств, при разработке методик и программ для расчета ОН, как правило, требуется экспериментальная проверка точности получаемых результатов.

Экспериментальные методы исследования ОН принято разделять на две группы: разрушающие и неразрушающие.

Неразрушающие методы анализа ОН, основанные на измерении изменений различных физических параметров под влиянием механических напряжений, имеют определенные преимущества перед разрушающими, так как их применение в принципе не требует разрезки исследуемого объекта. Однако такие методы позволяют либо оценивать распределение напряжений в тонком поверхностном слое материала (рентгеновский метод, метод поверхностных волн Релея, токовихревой метод, резистивный электроконтактный метод и ряд других), либо получать некоторые интегральные оценки средних по толщине детали ОН (методы акустоупругости, метод дифракции нейтронов и др.) [4,5 и др.].

### Разрушающие методы исследования ОН.

В практике исследования ОН в элементах конструкций современной техники наиболее широкое применение нашли так называемые разрушающие методы.

Процедура исследования остаточных напряжений разрушающими методами состоит из следующих этапов: а) экспериментальная регистрация исходного НДС исследуемой детали; б) создание выреза - индикатора ОН (или разрезка детали), что приводит к снятию ОН на «освобождаемых» поверхностях; в) регистрация параметров, характеризующих НДС исследуемого объекта после разрезки; г) обработка результатов эксперимента с целью определения ОН. Особенности того или иного разрушающего метода определяются методикой расчета ОН (этап « $\sigma$ ») на основе экспериментально полученной информации о деформированном состоянии исследуемого объекта после разрезки (этапа «в»).

Для решения «одномерных» задач исследования ОН: стержней, толстостенных и тонкостенных труб, как правило, используются методы «последовательного стачивания» (последовательной разрезки) [5]. Для исследования ОН в плоских деталях, а также на поверхности пространственных элементов конструкций широко применяется метод сверления малого отверстия [4,7,8].

При использовании методов последовательного стачивания процедура расчётов ОН требует

вычисления производных экспериментально найденных параметров деформационного отклика, которые всегда определяются с определённой погрешностью [6]. Следовательно, необходимым условием получения достоверных результатов является предварительная оценка погрешностей методики расчёта ОН на основе экспериментальных данных, которые зависят от следующих факторов: а) уровня искомого ОН; 2) шага стачивания; 3) коэффициента влияния, характеризующего связь между снимаемыми напряжениями и изменением измеряемых параметров. Заметим, что указанное обстоятельство относится ко всем методикам исследования распределения ОН по глубине детали, независимо от способа получения экспериментальных данных (например, при применении рентгеновского метода в сочетании с удалением поверхностного слоя путём его стравливания [4]).

### Исследования остаточных напряжений как обратная задача экспериментальной механики

Для определения высокоградиентных полей ОН (к ним будем относить остаточные напряжения, претерпевающие существенные изменения на базе порядка 0,05-0,1 мм) в последние годы был разработан ряд новых подходов, основанных на математической обработке значительного объема экспериментальной информации, получаемой при создании в исследуемой детали внутренних или краевых надрезов различной конфигурации. В общем случае задача определения ОН может быть поставлена следующим образом: проводится разрезка исследуемого объекта по некоторому контуру, вследствие чего в нем возникает дополнительное НДС. Это (дополнительное) поле напряжений, деформаций или перемещений регистрируется с использованием экспериментальных методов. На основе математической обработки данных эксперимента с использованием аналитических или численных методов определяются ОН, снятые на контуре выреза. Указанные выше этапы заложены в основу всех разрушающих методов определения ОН, однако существенным отличием изложенных ниже методик является предположение о произвольном распределении ОН. В такой постановке задача определения ОН относится к классу обратных задач, характерной особенностью которых является некорректность, проявляющаяся в том, что близким (в пределах погрешности эксперимента) распределениям регистрируемых экспериментальными методами параметров могут соответствовать существенно различные распределения ОН по линии разреза [9,10]. Соответствующие подходы к исследованию ОН основаны на постановке задачи анализа ОН как обратной задачи теории упругости и сводятся к решениям интегральных уравнений типа Вольтерра или Фредгольма. Практическая реализация таких подходов связана с математической обработкой значительного объема экспериментальной информации, что с необходимостью требует применения интер-

ференционно-оптических методов в качестве способа регистрации деформационного отклика, обусловленного разрезкой детали.

При использовании метода интегрального уравнения Вольтерра [9] в плоской детали произвольной формы, где имеется поле ОН, дискретными шагами наращивают прорезь; на каждом шаге проводят измерения некоторого параметра напряженного состояния в характерной точке, позволяющей следить за продвижением вершины прорези (рис. 1а). Связь между остаточными напряжениями  $s_y(\xi)$  и определяемым экспериментально изменением параметра НДС вдоль линии разреза  $\mu(x)$  может быть представлена в виде интегрального уравнения Вольтерра 1-го рода

$$\int_0^x B(x, \xi) \sigma_y(\xi) d\xi = \mu(x), \quad 0 \leq \xi \leq x \leq L,$$

где  $\sigma_y = -s_y$ ;  $L$  - максимальная длина прорези. Ядро оператора  $B(x, \xi)$  соответствует значениям  $\mu(x)$  в точке в точке  $x$  от  $\delta$ - воздействия в точке  $\xi$ , а областью его определения является треугольник, т. е. при  $\xi > x$  получаем  $B(x, \xi) = 0$ .

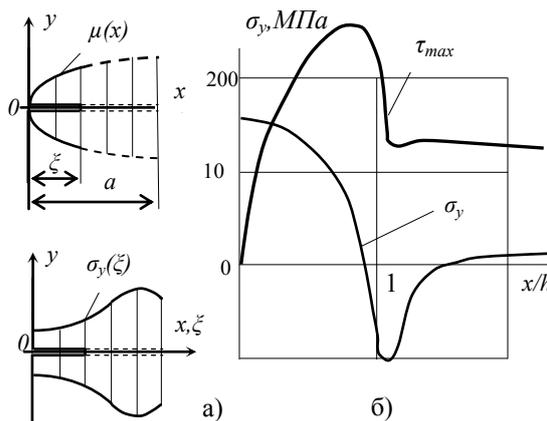


Рис. 1. К исследованию ОН методом интегрального уравнения Вольтерра

При практическом использовании метода интегрального уравнения Вольтерра в процессе подготовки эксперимента на основе численного моделирования определяют величину шага наращивания прорези. Отсюда вытекает необходимость предварительной обработки исходной экспериментальной информации и построения по дискретным данным некоторых непрерывных и дифференцируемых аналогов в пределах ошибок, сопоставимых с ошибками эксперимента. При выборе схем обработки исходных данных преимущество имеют методы регуляризации [9].

Пример исследования высокоградиентного поля ОН, имеющего место в плоском образце, вырезанном из биметаллической обечайки корпуса реактора ВВЭР-1000, приведен на рис. 1б. Материал корпуса – высокопрочная легированная сталь; на внутренней поверхности имеется наплавка толщиной  $h \approx 9$  мм из нержавеющей аустенитной стали.

Заметим, что, несмотря на открывающиеся возможности решения задач об определении ОН самого общего вида, сложность и трудоемкость изложенного подхода ограничивают его применение для решения практических задач.

Метод наращиваемой трещины можно интерпретировать как частный случай рассмотренного выше общего подхода. В этом случае в качестве прорези, на берегах которой освобождаются остаточные напряжения, рассматривают математический разрез (трещину), а в качестве экспериментально определяемых параметров НДС  $\mu(x)$  — распределение коэффициентов интенсивности напряжений нормального отрыва и поперечного сдвига —  $K_I(x)$  и  $K_{II}(x)$ . При такой постановке для ряда краевых задач основное уравнение задачи приводится к интегральному уравнению Вольтерра 1-го рода с ядром Абеля, что позволяет получить их замкнутые аналитические решения. В результате устойчивая процедура расчета ОН на основе данных эксперимента становится достаточно простой. В то же время процесс экспериментального исследования является более трудоемким, так как для получения функции параметра напряженного состояния требуется на каждом шаге определять величины  $K_I$  и  $K_{II}$ . В работе [11] получены соотношения, позволяющие распространить метод наращиваемой трещины для исследования ОН в приповерхностных зонах деталей (метод краевой трещины), а также кусочно-однородных элементах конструкций. Указанный метод нашёл эффективное применение для исследования ОН в конструкциях современной техники [9,12 и др.]. В дальнейшем были разработаны методики исследования ОН основанные на экспериментально-аналитических подходах к решению задачи [13,14 и др.], которые можно интерпретировать как развитие метода интегрального уравнения Фредгольма 1-го рода.

В работе [15] предложен экспериментально расчётный метод исследования 3-хмерного высокоградиентного поля ОН. Методика основана на пошаговой расточке «глухого» постепенно углубляемого кругового отверстия. С целью получения деформационного отклика на поверхности с необходимой точностью на каждом новом шаге углубления отверстия  $b_i$  увеличивается величина радиуса отверстия  $R_i$  таким образом, что  $b_i/R_i \approx 1$ . На каждом шаге  $b_i$  производится регистрация полей деформационных откликов (компонент вектора перемещений) методом ЭЦСИ [4,13]. Процедура математической обработки экспериментальных данных базируется на использовании методического подхода и соответствующего программного комплекса (ПК), изложенных в работе [16]. В соответствии с этим подходом искомые значения остаточных напряжений в заданных точках ( $P_j$ ) находятся путём решения задачи минимизации некоторой целевой функции, комплексно отражающей различие между экспериментально полученными данными ( $e_i^*$ ) и их расчетными значениями ( $e_i$ ). При этом

значения ( $e_i$ ) определяются путём численного решения прямой задачи при текущих значениях искомого ( $P_j$ ), а процедура поиска минимума целевой функции базируется на методе деформируемых симплекс-элементов (метод Нелдера-Мида). Реализация указанного подхода стала возможной благодаря разработке специального алгоритма автоматического непрерывного обмена данными между программным комплексом ANSYS, используемым для решения задач механики деформированного твёрдого тела, и различных математических алгоритмов (минимизации целевой функции, операций над данными и пр.), реализованных в ПК MATLAB.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (грант КИАС РФФИ №13-08-00839).

1. Поздеев А.А., Няшин Ю.И., Трусов П.В. Остаточные напряжения: теория и приложения. М.:Наука. 1982. 111 с.
2. Киселев С.Н., Киселев А.С., Куркин А.С., Аладинский В.В., Маханев В.О. Современные аспекты компьютерного моделирования тепловых, деформационных процессов и структурообразования при сварке и сопутствующих технологиях // Сварочное производство. 1998. №10. С. 16-24.
3. Kostylev V.I., Margolin B.Z. Determination of residual stress and strain fields caused by cladding and tempering of reactor pressure vessels//Int. J. Pres. Ves. & Piping. 2000. 77. P.723-735.
4. Экспериментальная механика/под ред. А.Кобаяси. М.: Мир. 1990.Т.2. 551 с.
5. Никитина Н.Е. Акустопругость. Опыт практического применения. Н.Новгород. ТАЛАМ. 2005. 208 с.
6. Биргер И.А. Остаточные напряжения. М.: Машгиз, 1963. 233 с.
7. Чернышев Г.Н., Попов А.Л., Козинцев В.М., Пономарев И.И. М.: Остаточные напряжения в деформируемых твердых телах. М.: Наука. 1996. 260 с.
8. E837-89. Standard Test Method for Determining Residual Stresses by the Hole-Drilling Strain-Gage Method. 1989.
9. Razumovsky I.A., Medvedev M.V., Fomin A.V. Methods for investigations inhomogeneous residual stresses fields. In book: Handbook of Residual Stress and Deformation of Steel /Ed. G.Totten, M.Howes, T. Unoue. 2002. ASM International. P. 125-138.
10. Prime M.B. and Hill M.R. Uncertainty, model error, and order selection for series-expanded, residual-stress inverse solutions//ASME Journal of Engineering Materials and Technology. V. 128. P. 175–185. 2006.
11. Кулиев В.Д., Разумовский И.А. К проблеме определения остаточных напряжений в металлах // Докл. АН СССР. 1990. 315. № 3. С. 561–565.
12. Cheng W., Finnie I. Residual Stresses Measurements and Slitting Method/Series: Mechanical Engineering. Springer. 2007. 209 p
13. Razumovsky I.A. Interference-optical Methods of Solid Mechanics/Series: Foundations of Engineering Mechanics. Springer. 2011. 270 p.
14. Разумовский И.А., Хвостов С.М. Методология исследования остаточных напряжений в биметаллических обечайках корпусов// Вопросы атомной науки и техники. Серия: Обеспечение безопасности АЭС. Научно-технический сборник. 2010. Вып. 14. С. 155-162.
15. Разумовский И.А. Чернятин А.С. Экспериментально-расчётный метод исследования остаточных напряжений в двухслойных элементах конструкций способом сверления отверстия//Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2011. № 4. С. 101–109.
16. Chernyatin A., Razumovsky I. Experimental and Computational Method for Determining Parameters of Stress-Strain State from the Data Obtainable by Interference Optical Techniques. Proc. ICEM-4. Poitiers. France. 2010, July 7-10. 45003. 1-7.

## УСЛОВИЯ ПРИМЕНЕНИЯ СПЛАВОВ С ЭПФ В ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЯХ.

А.Н. Романов, У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [dinara.khasyanova@mail.ru](mailto:dinara.khasyanova@mail.ru)

Уникальные характеристики сплавов с ЭПФ, позволяющие при определенных условиях длительно сохранять деформированное состояние детали, позволили разработать такие технологические процессы, при которых сам материал, в процессе фазовых превращений, осуществляет целенаправленную работу. Исходя из условий назначения и эксплуатируемых характеристик конструкций, эти работы могут осуществляться как в интервале температур эксплуатации, так и за его пределами. Схематически, интервалы превращений и работоспособности материала представлены на рис. 1.



Рис.1. Зависимость реактивных напряжений, возникающих в материале при термическом формовосстановлении в условиях противодействия от температуры:

Mn, Mk - температуры начала и конца прямого мартенситного превращения;  
An, Ak - температуры термического формовосстановления (An, Ak - точки начала и конца обратного мартенситного превращения);  
σдеф, - напряжения деформирования мартенсита неупругости;  
σR - напряжения термомеханического возврата.

Верхний предел температур эксплуатации ( $T_{max} \sim 300^{\circ}\text{C}$ ), который определяется состоянием сплава при температуре  $M_d$  (предельная температура, при которой действующие напряжения стимулирует образование «мартенсита напряжений»). Такое состояние материала не зависит от интервалов фазовых превращений Mn-Mk и An-Ak. В зависимости от соотношения компонентов Ti и Ni в матрице сплава, такие превращения могут происходить в широком интервале температур от  $-200$  до  $+120^{\circ}\text{C}$ . [1]

Наиболее широкое применение таких материалы нашли при изготовлении высокопрочных соединений трубопроводов муфтами ТМС (термомеханические соединения). Прочностные и эксплуатационные характеристики соединений, применительно для авиационной промышленности, регламентируются Отраслевым стандартом ОСТ 1.13681-80 «Соединения трубопроводов неразъемные термомеханические» Схематически, создание соединений, представлено на рис 2.

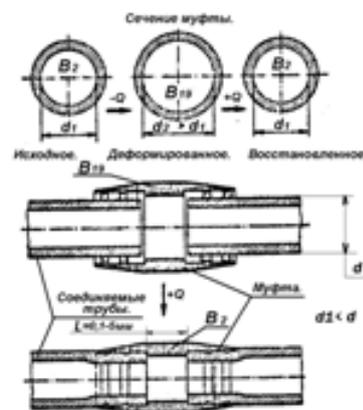


Рис.2. Схема создания термомеханических соединений (ТМС) с помощью муфт из TiNi

В данной конструкции, материал муфты выполняет целенаправленную работу по деформации законцовок труб для образования герметичных соединений труба-муфта-труба. Создание соединений ТМС производится в интервале температур, находящиеся за пределами температуры эксплуатации соединений. Такие температуры должны быть на  $15 \div 20^{\circ}\text{C}$  ниже температуры  $A_k$  (температура конца аустенитного превращения). Если в криогенной и космической технике нижний предел эксплуатации начинается от  $-150^{\circ}\text{C}$ , то для авиации он устанавливается в пределах от  $-60^{\circ}\text{C}$ . Для судостроительной промышленности, тепловых и атомных электростанций эти пределы не превышают  $0^{\circ}\text{C}$  и определяются свойствами, циркулирующими в трубопроводах жидкостей. [2]

Следовательно, при изготовлении муфт для авиа- и космической техники, используются такие материалы, у которых фазовые превращения (Mn-Mk и An-Ak) находятся в области криогенных температур  $-(90 \div 150)^{\circ}\text{C}$ . В этом случае, деформация муфт и монтаж соединений осуществляется в криогенных условиях, что вызывает определенные трудности. Деформация муфт и их хранение до сборки требует применения жидкого азота в качестве хладагентов. Материалы, используемые для деформирующих инструментов и в качестве смазки должны быть работоспособны в таких условиях. Предварительное охлаждение соединяемых элементов трубопроводов и ограничения по временному фактору (нагрев и быстрое восстановление исходных размеров муфт в течение 15-40 сек) вызывают определенные трудности при их сборке. [3]

Для трубопроводов, у которых нижний предел эксплуатации не превышает  $0^{\circ}\text{C}$  применяются сплавы для муфт ТМС с температурами прямого мартенситного превращения (Мн-Мк), не более  $-30^{\circ}\text{C}$ . При образовании соединений трубопроводов обратные мартенситные (Ан-Ак) превращения осуществляются при температурах, превышающих  $0^{\circ}\text{C}$ . В этом случае, с целью образования термупругого состояния мартенсита и увеличения внутреннего диаметра муфт технологические процессы по деформированию материала осуществляются при температурах не превышающих  $-40^{\circ}\text{C}$ . Такие условия реализуются с применением охлаждающих жидкостей, которые не замерзают при температурах  $-(45\div 50)^{\circ}\text{C}$ . К ним относятся керосин, минеральные масла, жидкости гидросистем и аналогичные материалов. Обеспечение низких температур в охлаждающих жидкостях может осуществляться с использованием сухого льда или паров жидкого азота, с применением стандартных холодильных установок, устройств использующих электрический «эффект Пельтье» и т.п. До осуществления сборки хранение деформированных муфт производится в любых устройствах, поддерживающих температуру не выше  $0^{\circ}\text{C}$ . Сборка соединений осуществляется при комнатных температурах без предварительной (тепловой) подготовки элементов трубопроводов. Для обеспечения высокой надежности соединений, производится незначительный нагрев муфт ТМС до температур  $+(40\div 60)^{\circ}\text{C}$ .

Испытания избыточным давлением показывают, что разрушения трубопроводов происходят по телу трубы, а не в местах соединений ТМС (рис.3).



Рис.3. Характер разрушения избыточным давлением

В связи с тем, что в процессе создания соединений, каких-либо термических воздействий не осуществляется, прочностные и эксплуатационные характеристики трубопроводов, использующих муфты ТМС, определяются характеристиками применяемых материалов. Следовательно, пределы текучести материалов труб в состоянии поставки служат критерием оценки прочностных характеристик. Исходными заготовками в основном служат бесшовные холоднотянутые и холоднокатанные трубы. Трубопроводы общего назначения изготавливаются из стали марки 20, специального назначения – из нержавеющей сталей (12Х18Н9Т; ВНС–2) и титановых сплавов (ВТ-1; ОТ-4; 7М).

Толщину стенки трубопровода выбирают из условия необходимой прочности при заданном рабочем давлении и технологии изготовления соединений. Термоупрочненные и нагартованные трубопроводы из нержавеющей стали со значительно меньшей толщиной стенки обеспечивают полную эксплуатационную надежность. При этом не только снижается вес трубопроводной системы, но и обеспечивается значительная экономия нержавеющей стали. Титан обладает характерной особенностью – к его поверхности почти не прилипают инородные вещества, он как бы «отталкивает» их. К стенкам титановой аппаратуры почти не прилипает накипь. Благодаря её отсутствию повышаются теплообменные процессы и увеличивается долговечность аппаратуры. В настоящее время, применение титановых трубопроводов ограничено из-за технологических особенностей, связанных с качественным обеспечением сварных соединений. Соединения с использованием муфт ТМС позволяют использовать упрочненные тонкостенные трубы, в том числе и при сочетании разнородных материалов, как в заводских, так и полевых условиях.

Контроль монтажно-сборочных работ и соблюдение технологического процесса, может также производиться оператором низкой квалификации. Нет необходимости в трудоемких процессах, таких как рентгеноконтроль, осуществляемый после сборки соединений. Трудоемкость сборки и контроля одного соединения не превышает 5 мин.

Следовательно, в конкретных конструкциях, с целью максимально возможного снижения трудоемкости изготовления, облегчения технологических приемов деформирования муфт ТМС и производства монтажно-сборочных работ, следует учитывать не только условия эксплуатации трубопроводов, но и специфические особенности сплавов с ЭПФ.

1. Особенность трения пары TiNi-сталь при криогенных температурах/ Д. У. Хасьянова. Авиационная промышленность, №4. 2011. с. 50-54.
2. Трубопроводы и соединения для гидросистем/ В.М. Сапожников, А.Н. Комаров, М.: Машиностроение, 1967. 232 с.
3. Об обеспечении эксплуатационной надежности соединений трубопроводов муфтами ТМС. / Д.У. Хасьянова., С.В. Шишкин, У. Хасьянов. Научные труды международной научно-практической конференции. М.: Машиностроение, 2010г., с. 115 - 119.

## ТЕХНОЛОГИИ ДИСПЕРСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ КЕРАМИЧЕСКИХ, МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ И МИКРОКОМПОЗИТОВ

Н.А. Руденская<sup>1</sup>, М.В. Руденская<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Технопарк БНТУ «Политехник», Минск, Беларусь; [rugraf2000@mail.ru](mailto:rugraf2000@mail.ru)

<sup>2</sup>Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, С-Петербург, Россия

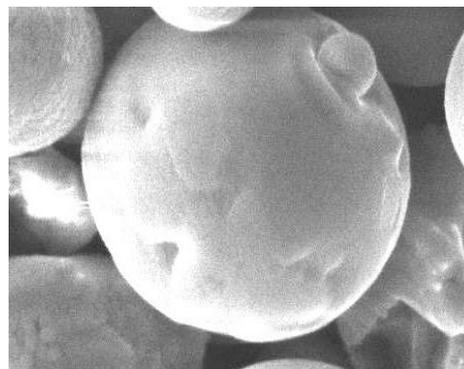
Многокомпонентные керамические и металлокерамические материалы в виде микрокомпозигов и покрытий - слоевых композитов очень чувствительны к изменению параметров термической обработки и в то же время сложны в исследовании. В данном сообщении обобщены результаты влияния технологических особенностей на упрочнение этих материалов.

### Упрочнение микрокомпозигов в процессе плазменного напыления покрытий.

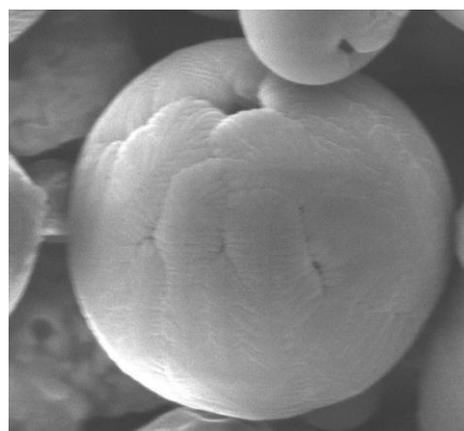
Структурообразование плазменных покрытий начинается с момента попадания частиц напыляемых порошков в поток ионизированного газа, поэтому чрезвычайно важно научиться управлять процессами взаимодействия частиц с плазмой. Так, при напылении нитрида титана в воздушной плазме и композиционного порошка  $Al_2O_3-TiO_2$  - в азотной плазме на частицах формируются оксинитридные фазы типа  $Ti_xO_yN_z$ . В покрытиях же обнаруживается непрерывный ряд твердых растворов Ti-O-N. Различный состав оксинитридных фаз и большое их количество обеспечивают повышение микротвердости составляющих покрытие фаз (от 2100 до 3500 кг/мм<sup>2</sup>) как за счет их состава, так и за счет многочисленных межзеренных границ [1-2].

### Упрочнение покрытий в результате импульсного деления плазменных сфероидов.

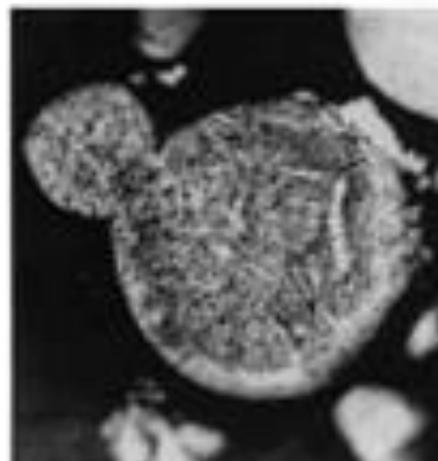
Изучение закономерностей, обуславливающих появление переменных по сечению слоевых структур, вскрытие механизмов их происхождения и систематизация относительно составов и условий получения защитных покрытий позволяют на более высоком уровне управлять системой состав-структура-свойства, и особенно это важно при переходе от микро-частицы к напыленному слою. Тенденция использования нанопорошков с целью формирования высокопрочных тонких структур не всегда оправдана, в том числе и в процессе плазменного напыления. Существует и другой вариант формирования ультраразмерных фазовых составляющих покрытий, который заложен в исходном порошке, состоящем из микрокомпозигов, и может быть реализован лишь в узких пределах технологических параметров. Частицы некоторых порошков, как металлокерамических, так и керамических в высокотемпературной зоне плазменного потока измельчаются по механизму импульсного деления плазменных сфероидов (рис.1) [3], при этом



а



б



в

Рис. 1. Импульсное деление плазменных сфероидов с образованием на одном полюсе частицы оксидной керамики дочернего сфероида (а), а на другом полюсе – воронки (б); поперечный шлиф частицы ферросилиция (в)

существенно изменяется их гранулометрический состав, появляется значительная доля ультрадисперсной составляющей. Транспортировка таких ча-

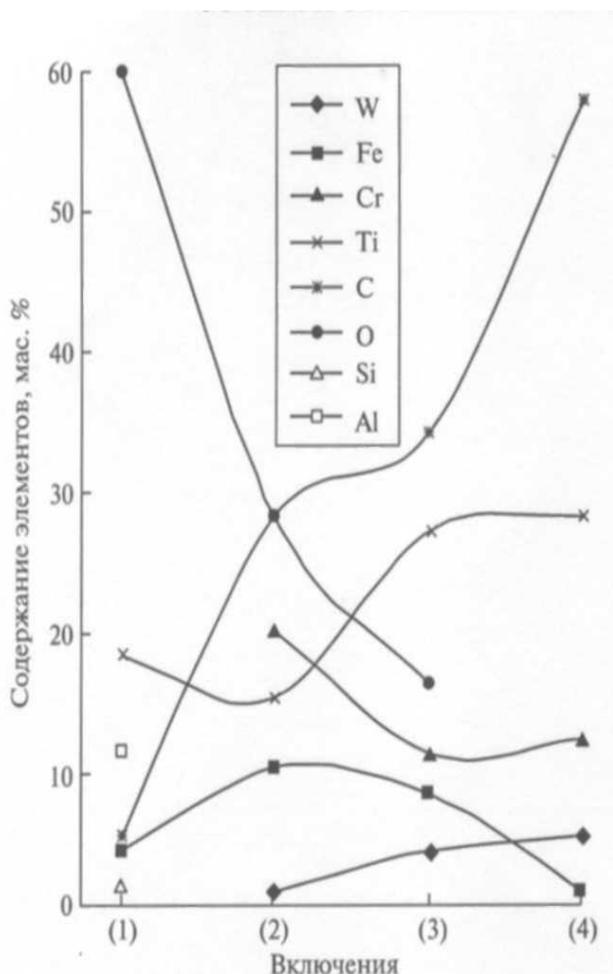


Рис. 2. Относительный химический состав титаносодержащих включений.

Включения: соответствующие исходному на основе  $TiO_2$  (1), плакированные с карбидной оболочкой средней толщины (2), плакированные с карбидной оболочкой наибольшего размера (3), содержащие только карбиды (4)

стиц исходного порошка в плазменный поток сопряжена с определенными трудностями. В предлагаемом же технологическом варианте диспергированный материал с большим коэффициентом использования осаждается на поверхность детали. Измельчение исходных частиц порошка непосредственно в процессе напыления позволяет сформировать в покрытиях более тонкие структуры и, соответственно, существенно изменить их эксплуатационные характеристики и качество (высокая адгезионная прочность; износостойкость в 3 раза выше, чем у покрытий из корунда; пористость – менее 1 %,).

#### Модифицирование упрочняющей фазы при взаимодействии с самофлюсующимся хромо-никелевым сплавом.

В случае использования в качестве упрочняющей добавки порошков, содержащих оксид титана, в напыленном слое, при его оплавлении, выявлены следующие основные физико-химические процессы:

1. Перераспределение кремния в твердом  $Cr-Ni(Co)$ - растворе. Наряду с самофлюсованием (образованием  $SiO_2$ ) и переходом диоксида кремния в стеклофазу, в средней части покрытия кремний изолируется кристаллизующимися из расплава карбидными фазами, при этом появляются так называемые плакированные включения (с оболочкой карбида и ядром твердого  $Cr-Ni(Co)$ - раствора). Именно в таких плакированных частицах и остается в твердом  $Cr-Ni(Co)$ - растворе кремний. Этот процесс обнаружен во всех составах покрытий, его интенсивность определяется продолжительностью и температурой обработки слоевых композитов.

2. Кристаллизация карбидных фаз 4 видов: - иглообразные однородные; - имеющие форму многогранника с двухфазной структурой (плакированные с карбидной оболочкой); - композиционные (сложные, состоящие из фаз первых двух видов); - однородные компактные.

3. Кристаллизация фаз переменного состава, содержащих бор и углерод: - карбоборидных, - оксикарбидных, - оксикарбоборидных.

4. Карботермический процесс (восстановление титана и карбидообразование с участием хрома и железа из твердого раствора), в результате которого формируются 4 вида титаносодержащих фаз: - твердый раствор  $Ni-Co-Cr-Fe-Si-Ti$  с содержанием титана 17,49-19,73 мас. %; - сложные карбиды типа  $(Cr, Ti, Fe)C$ , содержание титана в которых находится в пределах 12-23 мас. %; - сложные карбиды типа  $(Cr, Ti, Fe)C$ , содержание титана в них составляет 0,34-0,54 мас. %; - оксикарбиды  $(Cr, Ti, Fe, Si)C_xO_y$ , содержащие титана до 3 мас. %.

Сущность и роль карботермического процесса в структурообразовании слоевых композитов заключаются в следующем: в результате взаимодействия диоксида титана, хрома и железа с углеродом образуется сложный карбид  $(Ti, Cr, Fe)C$ , а освободившийся кислород вместе с активным кислородом, присутствующим на поверхности напыляемых частиц, участвует в процессе самофлюсования хромоникелевого ( $Co$ ) расплава с образованием флюсов ( $B_2O_3$  и  $SiO_2$ ):  $TiO_2 + Cr + Fe + C + Si + B + O \text{ акт.} \rightarrow (Ti, Cr, Fe)C + SiO_2 + B_2O_3$ . Именно такими процессами объясняется и существенное снижение концентрации кремния в направлении к границе раздела покрытия с основным металлом [4].

Среди титаносодержащих включений обнаружено несколько видов, различающихся по форме, структуре и химическому составу. Форма включений на основе диоксида титана в основном сферическая, встречаются также включения неправильной формы. Особое внимание нужно уделить плакированным включениям, ядра которых содержат элементы, соответствующие исходным оксидным компонентам, а оболочки представляют собой продукт термической реакции оксида титана и элементов твердого раствора покрытия с углеродом, содержащимся также в твердом  $Cr-Ni(Co)$ - растворе. На рис. 2 приведены примеры химического состава титаносодержа-

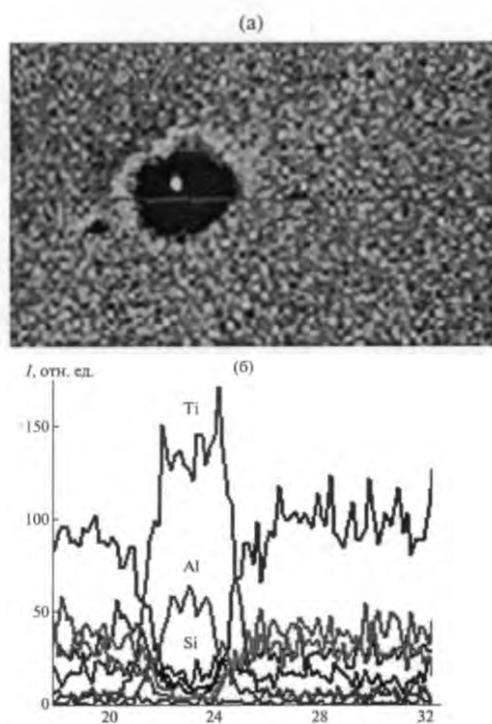


Рис. 3. Микроструктура (а) и состав (б) плакированного титан-содержащего включения сферической формы

щих включений различных видов. На рис. 3 показаны состав и структура плакированного титан-содержащего включения с распределением элементов (Si, Cr, Fe, Co, Ni, B, Ti, Al) в этом включении.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования Республики Беларусь по программе «Высокоэнергетические технологии» (проект № 5.1.08).

1. Руденская Н.А., Соболев С.А., Соколова Н.В., Руденская М.В., Кравченко Н.Л. Положительное решение на выдачу патента по заявке а20120371 от 26.09.2013.
2. Руденская Н.А., Швейкин Г.П., Соколова Н.В., Руденская М.В., Новоселов А.В. Новые плазменные керамические покрытия // Доклады академии наук. 2013. Т. 449. № 2. С. 180-184.
3. Руденская Н.А., Швейкин Г.П., Соколова Н.В., Руденская М.В. Импульсное деление плазменных сфероидов // Доклады академии наук. 2009. Т. 429. № 1. С. 76-78.
4. Руденская Н.А., Швейкин Г.П., Гулецкий В.А., Руденская М.В. Упрочнение металлокерамических покрытий в процессе их оплавления // Журнал прикладной химии. 2013. Т. 86. № 7. С. 1009-1015.

## МИКРОСТРУКТУРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТОНКИХ ОБРАЗЦОВ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРО-ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ РАСТЯЖЕНИЕМ ПРИ ОДНОВРЕМЕННОМ ДЕЙСТВИИ СВЧ-ИЗЛУЧЕНИЕМ

В.С. Савенко, О.А. Троицкий

Мозырский государственный педагогический университет им. И.П. Шамякина, Беларусь.

E-mail: savenko-vl@rambler.ru

Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Россия.

E-mail: oatroitsky@rambler.ru; vis20-11@rambler.ru

Впервые экспериментально обнаружено влияние СВЧ - излучения на процесс пластической деформации металла при активной деформации образцов растяжением в нагруженных образцах при ориентациях вектора напряженности электрического поля  $E$  СВЧ-излучения продольно оси деформируемых образцов и поперечно деформационной оси.

Для изучения влияния СВЧ-излучения на механические свойства и микроструктуру металла в условиях пластической деформации и одновременном действии импульсным током, был выбран микроволновый диапазон, применяемый в СВЧ печах [1]. Передачу электромагнитного излучения (ЭМ) этого вида от источника СВЧ-излучения в виде магнетрона к деформируемому образцу осуществлялась с помощью волновода прямоугольного сечения. ЭМ энергия излучается магнетроном с помощью антенны в виде электрического зонда в волновод. Прямоугольный волновод с одной стороны закорочен металлической стенкой, расположенной на расстоянии примерно в четверть длины волны  $\lambda$ . Размеры зонда и расстояние до короткозамкнутой стенки являются ключевыми при согласовании волновода с магнетроном. Если структура поля в волноводе не нарушается, то электрическое поле  $E$  будет распределяться в волноводе по синусоиде. Зонд магнетрона излучает электромагнитные волны (ЭМВ) во всех направлениях: прямые ЭМВ в направлении нагрузки (деформируемого образца) и обратные ЭМВ в противоположном направлении, т.е. к глухой стенке волновода. Последние после зеркального отражения от глухой стенки должны изменить свою фазу на  $180^\circ$ . Поскольку на движение ЭМВ к стенке и обратно уйдет половина периода, их фаза, сделав полный оборот на  $360^\circ$ , будет такой же, как у прямых ЭМВ. Поэтому ЭМВ обоих видов сложатся, и они с удвоенной мощностью устремятся к нагрузке. Это в идеальном случае. Длина антенны в волноводе должна быть несколько ниже этого значения, поскольку электрическая емкость, образованная верхней крышкой волновода и торцом антенны, увеличивает эффективную длину последней (рис.1).

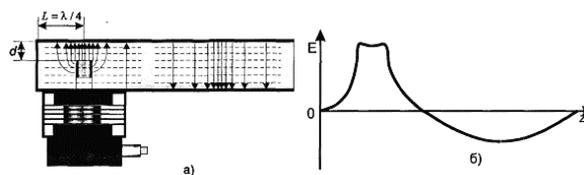


Рис.1 Подключение магнетрона к волноводу (а) и распределение напряженности электрического поля по длине  $Z$  волновода (б).

По длине волны можно подобрать размеры сторон  $a$  и  $b$ . На практике используются волны типа  $H_{10}$  [2]. Распределение электрического и магнитного полей происходит вдоль широкой стороны волновода  $a$ . Равенство нулю второго индекса в обозначении волны говорит о том, что вдоль меньшей стороны волновода  $b$  поле не меняется. Размер  $b$  для волны типа  $H_{10}$  не влияет ни на структуру поля в волноводе, ни на длину распространения волны (рис.1). Для стандартных волноводов выполняется соотношение  $b/a < 0,5$ . Длина волновода от одной глухой стенки до другой определялась: расстоянием от зонда до оси образца (кратное  $\lambda$ ) +  $\lambda/2$ . На основе этих данных был спроектирован и изготовлен короб волновода с окнами для размещения испытуемого образца (рис.2).

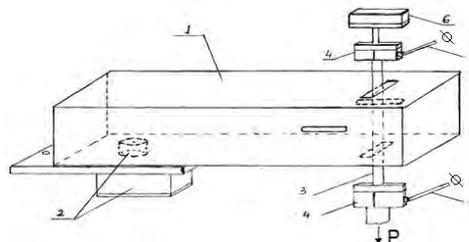


Рис.2 Схема установки короб волновода (1) с магнетроном (2) для подведения СВЧ - излучения к деформируемому образцу (3), находящегося в захватах (4) с токоподводом (5) и датчиком измерения усилий (6).

В опытах применялось дистанционное управление магнетроном излучения. Ориентацию вектора поля  $E$  меняли путем поворота короба волновода относительно деформируемого образца на  $90^\circ$ . Температуру образцов измеряли термпарой во время действия СВЧ - излучения и импульсов тока. Она не превышала  $60^\circ - 80^\circ \text{C}$ .

Влияние СВЧ-излучения на пластическую деформацию металла изучалось в двух постановках опыта при **активной деформации** с разной постоянной скоростью. На рис. 4 даны пики разупрочнения при действии импульса тока J и J + СВЧ. в условиях **активной деформации**. [4-5]

Амплитудная значение напряженности наведенного СВЧ поля  $E_m$  в области образца составляла 300 В/м для продольного и 150 В/м для поперечного направления вектора E. Расстояние между захватами составило 100 мм. Длина рабочей части 28 мм, ширина 12 мм. Толщина образца 0,2 мм.

Исследование микроструктуры образцов проводилось с использованием растрового электронного микроскопа LEO 1455VP (Carl Zeiss). Наблюдение осуществлялось регистрацией отраженных электронов, ускоряющее напряжение составляло 20 кВ. Морфологический анализ изображения определялся прибором «Пост микроконтроль МК-3» с помощью компьютерной программы Autoscan Objects.

На поверхности образцов не наблюдается преимущественной ориентации зерен. В основном, зерна имеют равноосную форму. Расположение зерен имеет преимущественное группирование вдоль линий, совпадающих с направлением деформирования. На границах зерен и полосах деформирования наблюдаются увеличение концентрации титана. В связи с его вязкостью, деформирование по-видимому осуществляется в основном путем скольжением зерен по титановой «смазке». Выход титана на поверхность зерен может быть обусловлен дислокационным «выметанием» при деформации. (рис3)

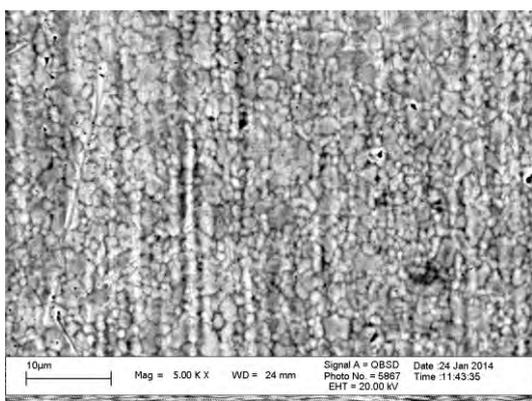
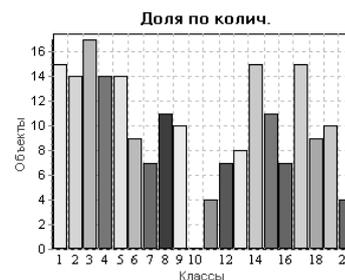
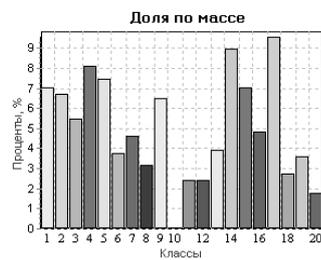
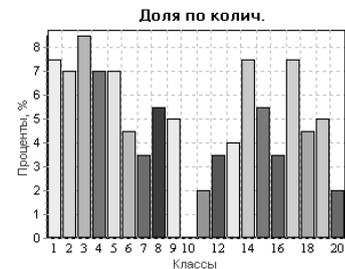


Рис. 3 Образец №5 шейка с током, скорость  $V_2 = 0,5$  м/с.

**Морфологический анализ**  
микроструктуры образцов по различным

параметрам показал существенную зависимость характеристик микроструктуры от внешних энергетических воздействий импульсов тока J и СВЧ – излучения.

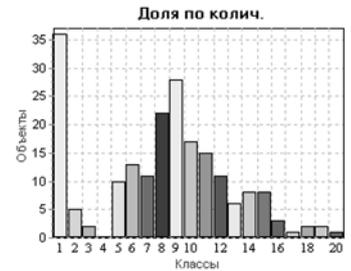
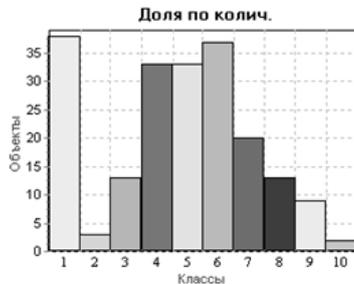
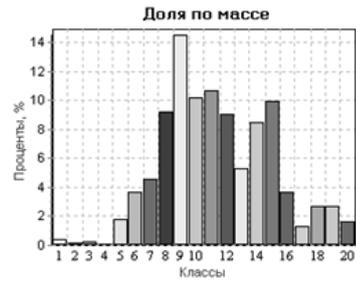
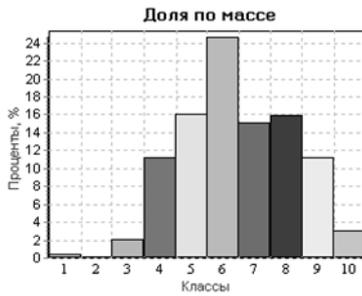
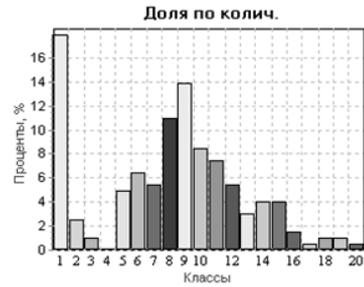
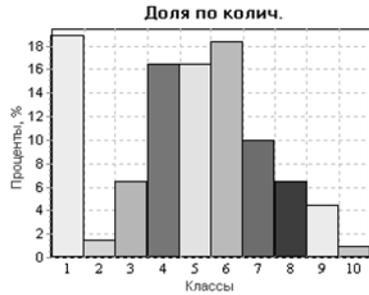
Под воздействием электрического тока и СВЧ-излучения происходит дробление зёрен с уменьшение площади и периметра зёрен.



Гистограмма 1 распределения объектов по ориентации.

Микроструктура деформационной части образца становится мелкозернистой, зерна принимают более округлую форму с уменьшением удлинения зерна, с преимущественной ориентацией аксиальной структуры. Существенно уменьшается длина, ширина и удлинение зерен, вертикальная и горизонтальная проекция зерен.

Важной характеристикой для мелкозернистой структуры образца является эквивалентный диаметр и средний габарит зерен, а также диаметр Мартина, минимальный и максимальный радиус, которые уменьшаются под влиянием внешних энергетических воздействий импульсов тока J и СВЧ – излучения в условиях суперпозиции (гистограммы 1-3).



Гистограмма 2 распределения объектов по длине.

Гистограмма 3 распределения объектов по ширине.

Подтверждающим фактором влияния внешних энергетических воздействий электрического тока и СВЧ-излучения на микроструктурные свойства образцов являются исследования прочностных характеристик, в частности микротвердости.

**Микротвердость** образцов измерялась на цифровом микротвердомере MicroMet 5114 с сенсорным LCD пультом управления с автоматическим расчетом значений твердости и накоплением статистики, при помощи алмазной пирамидки (Виккерс). Время приложения нагрузки 15 с, нагрузка на индентор 1000 г, угол алмазной пирамидки  $\theta = 136^\circ$ .

Расчет производился по формуле:

$$HV = k \cdot \frac{F}{S} = 0,102 \cdot \frac{2 \cdot F \cdot \sin \frac{\theta}{2}}{d^2} = 0,1891 \cdot \frac{F}{d^2}$$

Под действием внешних энергетических воздействий импульсов тока и СВЧ-излучений во время деформации растяжением микротвердость деформационной части образцов (шейки) уменьшается, а захватов практически остается неизменной (Таблица 1).

Таблица 1 Микротвердость образцов.

№ образца	7 без тока $v=1,1$ мм/мин	6 с током $v=1,1$ мм/мин	5 с током $V=0,5$ м/с	8 без тока $v=2,5$ мм/мин	9 с током $v=2,5$ мм/мин
NVшейки	636,6	513,7	491,0	585,7	571,7
NVзахвата	313,1	313,9	313,4	316,1	315,0

#### ЛИТЕРАТУРА

- СВЧ-полупроводниковые приборы и их применение. – М., 1972.
- Троицкий, О.А. Электромеханический эффект в металлах // Письма в ЖЭТФ, т. 2, № 10, 1969, с.18–22.
- Рошупкин, А.М., Батаронов, И.Л. Об эффекте электрон-фононного увлечения дефектов в кристаллах // Изв. РАН. Серия Физическая. 2004, т.68, № 7, с.998-1007.
- Баранов, Ю.В., Троицкий, О.А., Аврамов, Ю.С., Шляпин, А.Д. Физические основы электроимпульсной и электропластической обработок и новые материалы (монография), М.: Изд-во МГИУ, 2001,843с.
- Molotskii M., Fleurov V. Magnetic effects in electroplasticity of metals // Physical Review B. – 1991. – Vol. 52. – № 22. – P. 311 – 317.

## ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКОЕ КОМПАКТИРОВАНИЕ ДИСПЕРСНЫХ ПРОВОДЯЩИХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ РЕЦИКЛИНГА ОТХОДОВ ВЫСОКОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ, ПРЕЖДЕ ВСЕГО ТИТАНОВЫХ, ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК, ПОЛУФАБРИКАТОВ, МАТЕРИАЛОВ И ИЗДЕЛИЙ С НОВЫМ УРОВНЕМ СВОЙСТВ

Самуйлов С.Д., Троицкий О.А

Физико-Технический Институт им. А.Ф. Иоффе, Россия, Санкт Петербург,  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Россия, Москва, . [o.a.troitsky@rambler.ru](mailto:o.a.troitsky@rambler.ru)

Стратегия устойчивого развития мирового хозяйства в условиях ограниченности ресурсов предполагает разработку эффективных технологий получения материалов и полуфабрикатов с новым уровнем свойств, в т.ч. из отходов [1]. Перспективным способом их создания является использование в качестве новых технологических инструментов потоков энергии большой плотности, в т.ч. электрического тока [2 - 4]. Электропластическое, электроимпульсное компактирование (брикетирование) металлических отходов обеспечивает их более рациональную переработку в виде брикетов и получение дешёвых пористых материалов и изделий [5 -10]. В качестве технологического инструмента используется электрический ток большой плотности (Рис 1).

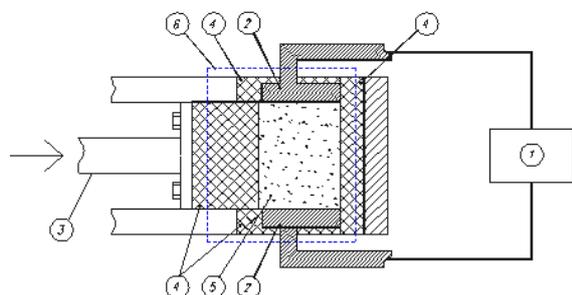


Рис. 1. - Схема процесса электроимпульсного брикетирования. 1 – Источник импульсного электрического тока, 2 – электроды, 3 – поршень пресса, 4 - изоляторы, 5 – стружка, 6 –электроизолированная пресс-форма

Измельчённые отходы прессуют при сравнительно небольших давлениях, а затем не снимая давления подвергают обработке импульсом электрического тока с использованием электропластического эффекта. Эта обработка позволяет связать спрессованный материал в прочный брикет. Весь металл при брикетировании нагревается незначительно, а локальные зоны контактов на короткое время, это, позволяет избежать существенного окисления металла даже при брикетировании на воздухе такого химически активного металла как титан [5, 6]. Для формирования брикета используется, локальное кратковременное воздействие на исходное сырьё потока энергии

большой плотности - импульс электрического тока. Локальность воздействия обеспечивается самим способом воздействия, а прочность материала формируется за счёт электропластического эффекта (ЭПЭ) и импульсной электрической сварки контактов между частицами металла.

На лабораторной, опытно-промышленной и модельной установках (рис. 2. фотография пробного брикета рис.3.) изготовлены брикеты различной формы, размера и плотности из стружки титановых сплавов различных сортов, в т.ч. высокопрочных, (BT1-0, 3M, BT20, Ti-10V-2Fe-3Al и др) брикеты из стружки большинства других металлов: меди, латуни, алюминия, чугуна и сталей (в т.ч. немагнитных нержавеющей, углеродистых, легированных); измельченного стального лома, металлокорда [5 - 11].

Механические испытания брикетов разной плотности показали, что при малой амплитуде пропускаемого тока брикеты не образуются, при её увеличении образуются брикеты малой прочности, затем прочность брикетов растёт при совместном воздействии ЭПЭ и контактной сварки. При относительно небольшом вкладе энергии (~ 5 квт час/т) прочность брикетов на разрыв превысила 200 кН/м<sup>2</sup>, что достаточно для их транспортировки и переработки. Лучший образец из числа тех, которые мы смогли разрушить по нашей методике, имел прочность на разрыв ~ 500 кПа, более прочные образцы выскальзывали из захватов разрывной машины.

Предложено использовать брикеты для легирования металлов [7], в т.ч.: изготовленные из стружки металла – лигатуры, смеси стружки разных металлов, композитные брикеты из стружки и кускового материала, в частности отсева мелкой фракции лигатур обычного типа. Получены брикеты с диэлектрическими (рис.4.) и электропроводящими (рис. 5) включениями, причём электропроводность включений как несколько выше, так и существенно ниже, чем у основы. Концентрация кусковой фазы может составлять до половины объёма образца.

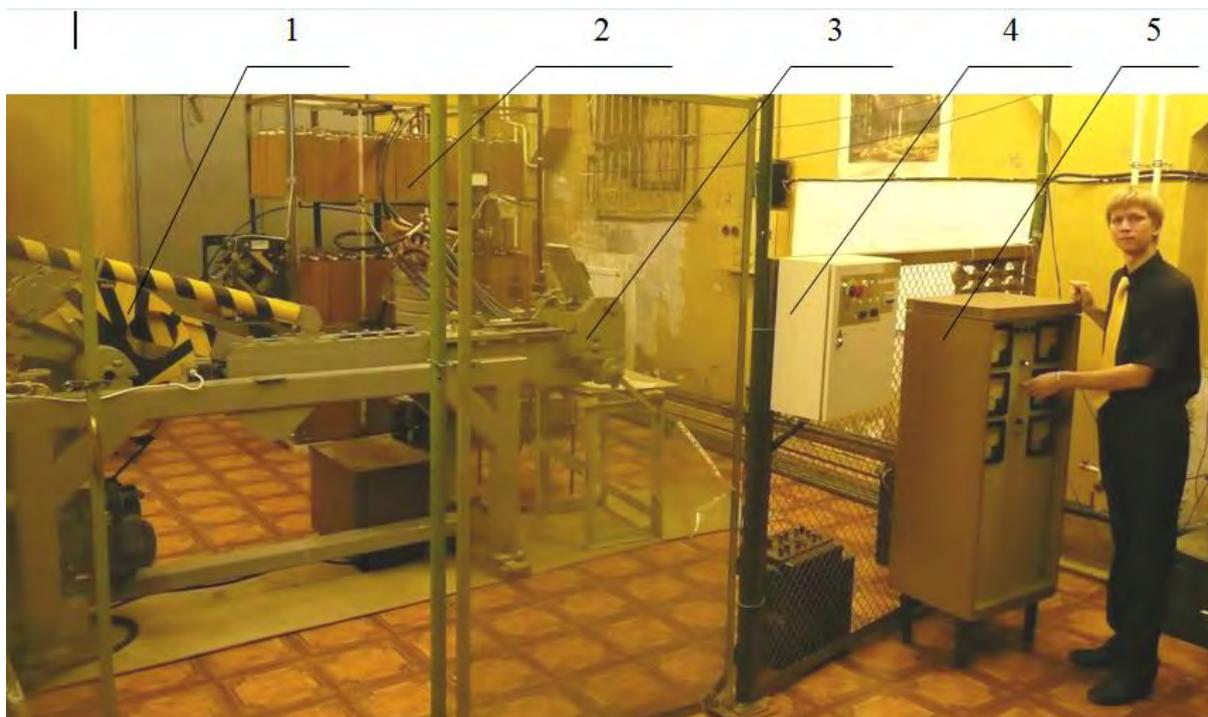


Рис. 2. Модельный образец установки для брикетирования металлической стружки. 1 - пресс, 2 – конденсаторная батарея, 3 – прессовальная камера, 4 – пульт управления прессом, 5 - пульт управления конденсаторной батарее



Рис. 3. Фотография пробного брикета. Стружка титанового сплава 3М. Размер брикета: 175x64x50 мм; плотность 1,1 г/см<sup>3</sup> (пористость 75%); масса 590 г



Рис. 4. Фотография фрагмента композитного брикета из стружки стали Ст. 3 с добавкой кусков материала с малой электропроводностью (горной породы). Размер брикета: 200x60x60 мм; плотность 1,4 г/см<sup>3</sup>; масса 1 кг (400 г стружки и 600 г породы).



Рис. 5. Фотография фрагмента брикета из стружки высокопрочного титанового сплава BT20 с добавлением крупных кусков титана с размером: диаметр: 20 мм, длина: 48 мм, массой 68 г. Размер брикета: диаметр 50 мм, высота 90 мм; масса 215 г плотность 1,2 г/см<sup>3</sup>

Этот процесс важен для получения лигатур нового типа и возвращения в металлургических процесс многих видов дисперсных отходов образующихся в металлургии и металлообработке, он может быть использован для получения композитных материалов. Экспериментально исследована возможность микролегирования и рафинирования алюминиевых сплавов с использованием брикетов из стружки титанового сплава, легирования сталей брикетами, из смеси 30 % стальной и 70 % титановой стружки (аналог 70% ферротитана), легирования титановых сплавов брикетами из титановой стружки содержащими куски алюминия и алюмованадия. Исследовалось влияние процесса брикетирования на качество получаемого металла, установ-

лено, что загрязнение металла кислородом и азотом [5], в т.ч. в зоне точек сварки [6], не препятствует их использованию. Температура брикетов после обработки не превышает 200 °С. При таком нагреве не происходит газонасыщения металла, кроме того, это показывает, что технология является энергосберегающей

Совместно с ООО «Новые технологии инжиниринг» разработан эффективный метод получения металлических порошков размолом стружки, получены пробные брикеты из порошка (рис. 6), и брикеты из порошка с включениями из стеклянных шариков (рис. 7), их содержание составляло 20 и 30 % по насыпному объёму [8, 9].

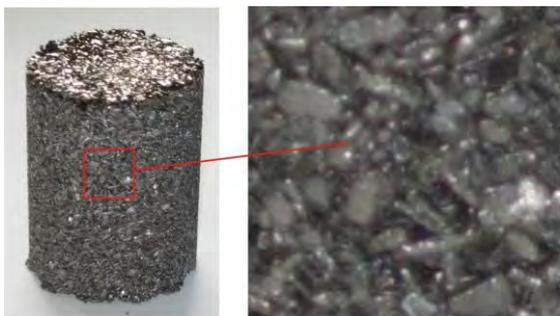


Рис. 6. – Брикет из порошка титана (диаметр 35, высота 46,5 мм; масса 103 г, плотность 2,3 г/см<sup>3</sup>; пористость 50%; осыпь порошка 2,5 г, 2,4 %) и увеличенное изображение его центральной части 1x1 см

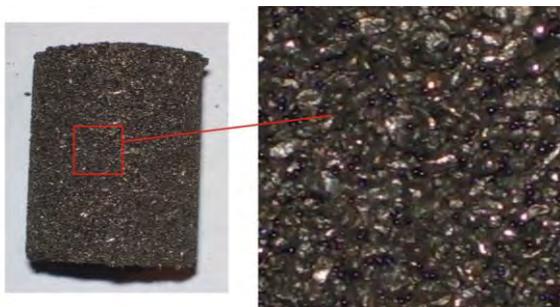


Рис. 7. Композитный брикет из порошка титана и стеклообразных минеральных шариков (размер брикета: диаметр 35 мм, высота 40,5 мм; масса 109 г, плотность 2,8 г/см<sup>3</sup>; осыпь порошка 3,4 г (3,1 %); содержание шариков по насыпному объёму 20 %, по весу 16%, в объёме брикета стекло 9%, титан 55%, поры 36 %) и увеличенное изображение его центральной части 1x1 см

### Выводы

Экспериментально установлено, что электроимпульсная, электропластическая технология компактирования дисперсных электропроводящих материалов позволяет брикетировать не только стружку любых металлов и сплавов, но и многие другие материалы, в частности измельченный лом и металлические порошки (в т.ч. полученные размолом стружки), получать

композитные брикеты с включениями относительно крупных диэлектрических и электропроводящих кусков, в т.ч. с более высокой электропроводностью. Возможно брикетирование любых измельчённых металлических отходов, а неметаллические отходы могут утилизироваться совместно с металлом в составе композитных брикетов. Брикеты могут использоваться не только в качестве шихты для переплава, но в качестве полуфабрикатов, в т.ч. лигатуры; и пористых изделий и материалов: фильтров и носителей для фильтров, электрорезистивных и тепловыделяющих элементов, противопожарных перегородок и т.п

Электропластическая технология брикетирования обеспечивает высокую производительность процесса и не требует больших затрат энергии. Производство брикетов из металлической стружки экономически оправдано за счёт их более высокой стоимости по сравнению со стружкой. Целесообразно использовать металлобрикеты в качестве полуфабрикатов, материалов, и изделий.

1. Юсфин Ю.С., Лисин В.С. Ресурсо-экологические проблемы XXI века и металлургия. –М. Высшая школа. -1998. - 447 с.
2. Деменюк В.Д., Юрлова М.С., Лебедева Л.Ю., Григорьев Е.Г., Олевский Е.А. // Ядерная физика и инжиниринг. 2013. Т. 4. № 3. С. 195.
3. О.А.Троицкий, Ю.В.Баранов, Ю.С.Авраамов, А.Д.Шляпин, «Физические основы и технологии обработки современных материалов» (теория, технология, структура и свойства), Москва-Ижевск, монография т.1 (590 стр.) и т. II (467 стр.), Изд-во РХД, АНО ИКИ (г. Ижевск), 2004 г.
4. Троицкий О.А., Баранов Ю.В. // Наукоемкие технологии в машиностроении, №4, 2011, с. 38-44.
5. Самуйлов С.Д. Электрофизический метод брикетирования металлической стружки. LAP LAMBERT Academic Publishing, Saarbrücken Germany. 2011. 136 с. ISBN 978-3-8433-2366-6
6. Пузаков И.Ю., Корнилова М.А., Самуйлов С.Д., Крестьянинов Д.А. // Технология лёгких сплавов. 2011, № 1, С. 98 - 107.
7. Бочаров Ю.Н., Крестьянинов Д.А., Самуйлов С.Д., Филлин Ю.А. Научно-технические ведомости СПбГПУ, № 6 (70), 2008, с. 125 – 130.
8. Игнатов В.И., Краснов А.А., Костров К., Силин А.Ю., Самуйлов С.Д. Цветные металлы № 1, 2010, с. 80-84.
9. Самуйлов С.Д. // Технология металлов. 2012. № 9. С. 29-35.
10. Самуйлов С.Д.// Чёрные металлы, февраль 2009, с 14 – 19
11. Самуйлов С.Д., Троицкий О.А., Электропластическое (электро-импульсное) компактирование (брикетирование) стружки высоко-прочных сплавов //Труды II Международной конференции «Влияние высокоэнергетических воздействий на структуру и свойства конструкционных материалов» 23-30 сентября 2013 г. (с. Ольгинка, г. Туапсе, Краснодарский край, Россия), под ред. В.Е. Громова, Новокузнецк: изд. «СибГИУ», 2013, Т. 1, с. 196 – 205

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ ГОРИЗОНТАЛЬНО-РАСТОЧНОГО СТАНКА МОДЕЛИ ИС2А636Ф4

А.В. Сахаров

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [klondikes@yandex.ru](mailto:klondikes@yandex.ru)

Под технологическими возможностями станка понимается перечень изготавливаемых на нем предметов производства, их конструкции, размеры, соотношения размеров и качество. Эти данные должны быть представлены в формулировке назначения станка, которая приводится в его паспортных данных.

Исследование [1] показало, что в формулировках назначения станков существует недостаток информации о технологических возможностях станков. Он носит систематический характер и касается в основном универсальных станков и в меньшей степени специализированных и специальных станков.

Проблема определения технологических возможностей станков заключалась в выборе предмета производства на станке. Деталь нельзя принять в качестве предмета производства на станке из-за неограниченного разнообразия конструкций деталей и их характеристик. Совокупность поверхностей также отличается большим разнообразием возможных сочетаний поверхностей и их характеристик.

В связи с этим было предложено принять в качестве предмета производства на станке модуль поверхностей (МП)[2], отличающийся ограниченной номенклатурой, постоянством конструкций и независимостью от технологии изготовления.

Задача состояла в том, чтобы разработать методику определения технологических возможностей станка, под которыми следует понимать перечень изготавливаемых на станке конструкций МП с определенными диапазонами размеров, точности и шероховатости поверхностей у деталей с определенными габаритными размерами.

Выполненные исследования позволили разработать методику определения множества МП, которые можно изготавливать на станке [3].

Методика состоит из семи этапов. На первом этапе, исходя из методов обработки на станке, схемы формообразующих движений станка (СФД) и геометрии обрабатываемых инструментов, определяются поверхности, изготавливаемые на станке.

На втором этапе с помощью перечня поверхностей, изготавливаемых на станке, устанавливаются виды МП, в составе которых присутствуют эти поверхности.

Третий этап – определение соответствия положений поверхностей в конструкциях МП с их положениями в рабочем пространстве станка при изготовлении.

На четвертом этапе, исходя из схемы рабочего пространства станка, размеров обрабатываемых

инструментов и технических характеристик станка, определяются диапазоны размеров МП, получаемых на станке.

В ходе выполнения пятого этапа, на основе паспортных данных станка, анализируется и описывается геометрическая точность станка, которая характеризуется показателями точности с величинами допустимых отклонений.

На шестом этапе определяют показатели геометрической точности станка, влияющие на точность изготавливаемых МП.

Заключительный этап посвящен расчету максимальной точности изготовления МП в соответствии с нормами точности станка.

В данной работе кратко рассматриваются основные этапы определения технологических возможностей горизонтально-расточного станка модели ИС2А636Ф4.

Согласно исходным данным на этом станке можно изготавливать наружные и внутренние плоские, наружные и внутренние цилиндрические и внутренние резьбовые поверхности.

В соответствии с классификацией МП из этих поверхностей образованы следующие МП: Б11, Б12, Б311, Б312, Б321, Б322, Р111, Р112, Р121, Р122, С111, С112, С121, С122.

Проверка соответствия положений поверхностей в конструкциях данных МП показала, что положения поверхностей в МП Б311, Б312, Б322 не соответствуют положениям этих поверхностей в рабочем пространстве горизонтально-расточного станка ИС2А636Ф4 при изготовлении.

Габариты деталей призматической формы, обрабатываемых на горизонтально-расточном станке ИС2А636Ф4, ограничены размерами рабочей поверхности стола (1600x1800мм), вертикальным перемещением шпиндельной бабки (1600мм), продольным (1600мм) и поперечным (2000мм) перемещениями стола, а также перемещением выдвижного шпинделя (1000мм).

В технических характеристиках горизонтально-расточного станка ИС2А636Ф4 указано, что он имеет нормальный класс точности по ГОСТ2110-93 [4]. Данным стандартом установлено двадцать пять показателей, регламентирующих геометрическую точность горизонтально-расточных станков. Из них восемнадцать показателей влияют на точность МП, изготавливаемых на горизонтально-расточном станке ИС2А636Ф4.

На заключительном этапе было установлено, что на горизонтально-расточном станке

ИС2А636Ф4 можно изготавливать МП с максимальной точностью диаметральных размеров по IT6 и продольных по IT8. Минимальная шероховатость поверхностей МП может быть достигнута до  $Ra=1,25\text{мкм}$ .

Таким образом, верификация предложенной методики на примере горизонтально-расточного станка ИС2А636Ф4 позволила установить перечень конструкций МП, изготавливаемых на данном станке, диапазоны значений размеров МП, максимальную точность изготавливаемых МП и шероховатость поверхностей МП.

Это указывает на то, что выбор МП в качестве предмета производства на станке дает возможность однозначно сформулировать понятие «технологические возможности станка» и разработать метод

определения технологических возможностей станка на модульном уровне.

1. Базров Б.М., Насиров Э.З., Сахаров А.В. Технологическая классификация станков по их назначению // Вестник машиностроения. – 2011. – №8. – с.47-50.
2. Базров Б.М. Определение технологического потенциала станочного парка / Сборник трудов XI международной научно-технической конференции «Машиностроение и техносфера XXI века». Севастополь, 13-18 сентября 2004 г., с. 27-30.
3. Сахаров А.В., Насиров Э.З. Определение технологических возможностей токарного станка 16А20Ф3 // Справочник. Инженерный журнал. – 2013. – №12. – с.29-35.
4. ГОСТ 2110-93. Станки расточные горизонтальные с крепящим столом. Нормы точности. – М.: ИПК Изд-во стандартов. – 1996. – 56 с.

## АКУСТИЧЕСКИЕ, МЕХАНИЧЕСКИЕ И СТРУКТУРНЫЕ СВОЙСТВА ВЫСОКОЭНТРОПИЙНОГО СПЛАВА $Al_{0.5}CoCuCrNiFe$

Ю.А. Семеренко<sup>1</sup>, Е.Д. Табачникова<sup>1</sup>, Г.А. Салищев<sup>3</sup>, М.А. Тихоновский<sup>2</sup>, М.А. Лактионова<sup>1</sup>,  
Т.М. Тихоновская<sup>2</sup>, И.В. Колодий<sup>2</sup>, А.С. Тортика<sup>2</sup>, Н.Д. Степанов<sup>3</sup>,  
Д.Г. Шайсултанов<sup>3</sup>, С.Э. Шумилин<sup>1</sup>

<sup>1</sup>ФТИНТ им. Б.И. Веркина НАНУ, г. Харьков, Украина, [semerenko@ilt.kharkov.ua](mailto:semerenko@ilt.kharkov.ua)

<sup>2</sup>ННЦ ХФТИ НАНУ, г. Харьков, Украина, [tikhonovsky@kipt.kharkov.ua](mailto:tikhonovsky@kipt.kharkov.ua)

<sup>3</sup>НИУ БелГУ, г. Белгород, Россия, [salishchev@bsu.edu.ru](mailto:salishchev@bsu.edu.ru)

### Введение

Новым перспективным направлением создания высокопрочных, термически стабильных металлических материалов является разработка многокомпонентных высокоэнтропийных сплавов (ВЭСов). Микроструктура таких сплавов часто состоит из одного или нескольких многокомпонентных твердых растворов замещения, что обеспечивает формирование привлекательного комплекса механических свойств, а замедленная диффузия обеспечивает высокую термическую стабильность. Особенности механических свойств ВЭСов и их связь с микроструктурой, в частности в сплаве  $Al_{0.5}CoCuCrFeNi$  (концентрации элементов заданы в молярном отношении), активно изучались в интервале температур от комнатной до 1200 °С. В то же время экспериментальных данных о свойствах ВЭСов при температурах ниже комнатной явно недостаточно.

Целью данной работы было изучение акустических, механических и структурных свойств сплава  $Al_{0.5}CoCuCrFeNi$  в литом и отожженном состояниях при понижении температуры от 300 до 0.5 К.

### Методика исследования и экспериментальные результаты.

Исходные литые образцы сплава размером 6x8x30 мм<sup>3</sup> получали сплавлением компонентов (чистота не хуже 99.9%) в дуговой печи в атмосфере очищенного аргона с использованием нерасходуемого вольфрамового электрода. Металлографические исследования шлифов показали отсутствие макроскопической ликвации в слитках.

Фактический состав изученного образца (вес. %): Al 4.46%; Co 19.48%; Cu 21.01%; Cr 17.18%; Ni 19.4%; Fe-18.46%. Плотность 7.979 г/см<sup>3</sup>.

Структурные исследования выполнены методами оптической микроскопии, рентгеноструктурного анализа и сканирующей электронной микроскопии с использованием рентгеновского микроанализатора. Литой сплав имел типичную дендритную микроструктуру (см. рис 1).

Рентгеновские исследования выполнены методом съемки поверхности протравленного шлифа на дифрактометре ДРОН-2 в железном Fe-K $\alpha$  излучении с применением марганцевого селективно поглощающего фильтра. Типичная дифрактограмма и резуль-

таты ее обработки представлены на рис.2.

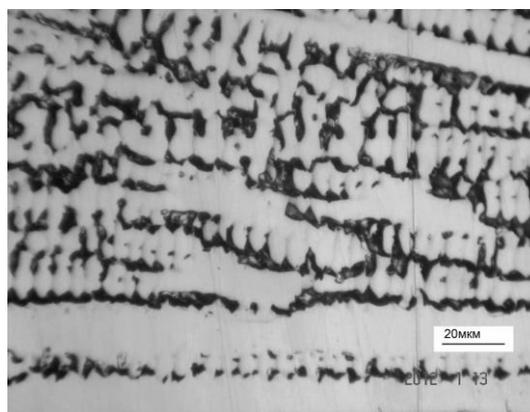


Рис. 1. Микроструктура литого сплава  $Al_{0.5}CoCuCrNiFe$

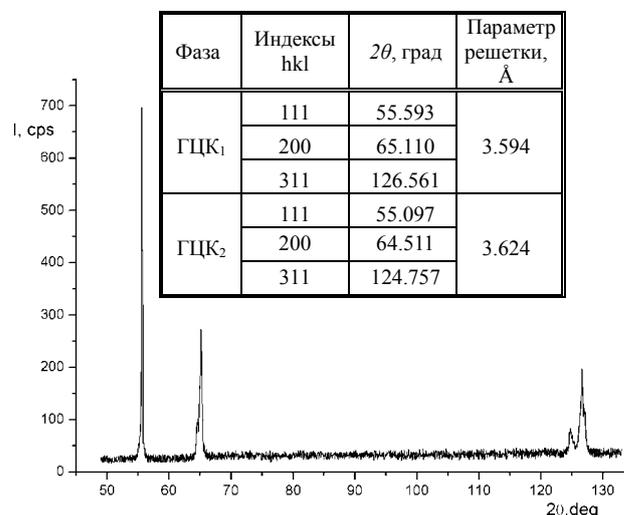
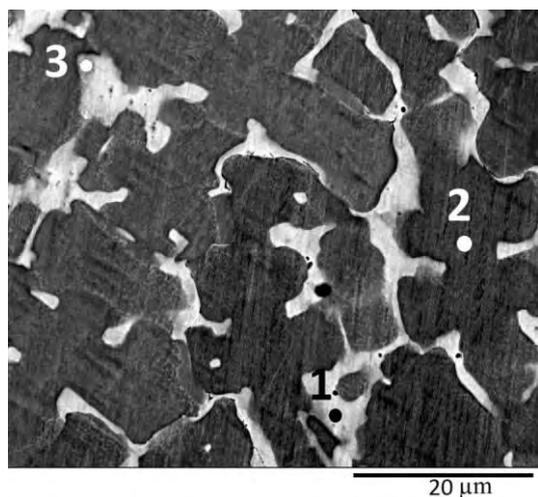


Рис. 2. Дифрактограмма литого сплава  $Al_{0.5}CoCuCrNiFe$

Сплав имеет ГЦК решетку, при этом отражения от всех плоскостей расщепляются, что свидетельствует о различии параметров ГЦК решетки тела дендритов и междендритных промежутков. Следует отметить малое количество отражений (некоторые образцы имели только одно отражение), что, по-видимому, связано с большими размерами зерен и согласуется с металлографическими исследованиями. Совокупная обработка отражений от всех исследованных образцов дала следующие усредненные

параметры решеток: ГЦК<sub>1</sub>  $a=3.596\pm 1\cdot 10^{-3}\text{Å}$ ; ГЦК<sub>2</sub>  $a=3.625\pm 3\cdot 10^{-3}\text{Å}$ .

Исходя из значений для интенсивностей отражений и наблюдаемого на рис. 1 соотношения площадей дендритов и междендритных промежутков, можно предположить, что ГЦК<sub>1</sub> соответствует дендритам, а ГЦК<sub>2</sub> - междендритным промежуткам. Это согласуется с данными по составу дендритов (точка 2 на рис. 3), обогащенных железом, хромом и кобальтом (более 20 ат.% каждого), и обедненных медью (менее 10%) и междендритных промежутков (точка 1 на рис. 3), обогащенных медью (~65%) и практически не содержащих железо, хром и кобальт (менее 4%). В междендритных промежутках содержание алюминия повышено до ~15%, что, согласно [1] приводит к увеличению параметра ГЦК решетки. Также на границе между дендритными и междендритными областями можно обнаружить отдельные области (точка 3 на рис. 3), близкие по составу к междендритным прослойкам, но содержащие меньше меди (~47 %) и значительно более высокое количество никеля, железа, хрома и кобальта.



№ п/п	Содержание химического элемента, ат.%					
	Al	Cr	Fe	Co	Ni	Cu
1	14.5	3.1	3.7	3.9	10.0	64.8
2	8.2	22.3	21.8	21.2	17.2	9.3
3	15.8	7.1	7.3	7.4	15.2	47.2

Рис. 3. Данные элементного анализа литого сплава  $\text{Al}_{0.5}\text{CrCuNiFeCo}$

Акустические измерения выполнены методом механической резонансной спектроскопии на частоте изгибных колебаний 530 Гц в амплитудно-независимой области деформации  $\epsilon_0 \sim 10^{-7}$  в области температур 4.2÷320 К. Измерены температурные зависимости декремента колебаний  $\delta$  и динамического модуля Юнга  $E$ . В процессе измерений температура измерялась с точностью 50 мК. Скорость изменения температуры составляла ~1 К/мин.

Установлено, что при повышении температуры от 4.2 К до 320 К динамический модуль Юнга сплава монотонно понижается от 194 ГПа до 182 ГПа, а поглощение возрастает (рис. 4). Полученные значения  $E$  согласуются с литературными данными для

сплавов подобного состава [2]. На температурных зависимостях  $\delta$  и  $E$  не наблюдаются какие-либо существенные особенности релаксационной природы, характерные для структурно-фазовых превращений, что свидетельствует о стабильности структуры изученного литого многокомпонентного высокоэнтропийного сплава  $\text{Al}_{0.5}\text{CoCuCrNiFe}$  в исследованном интервале температур.

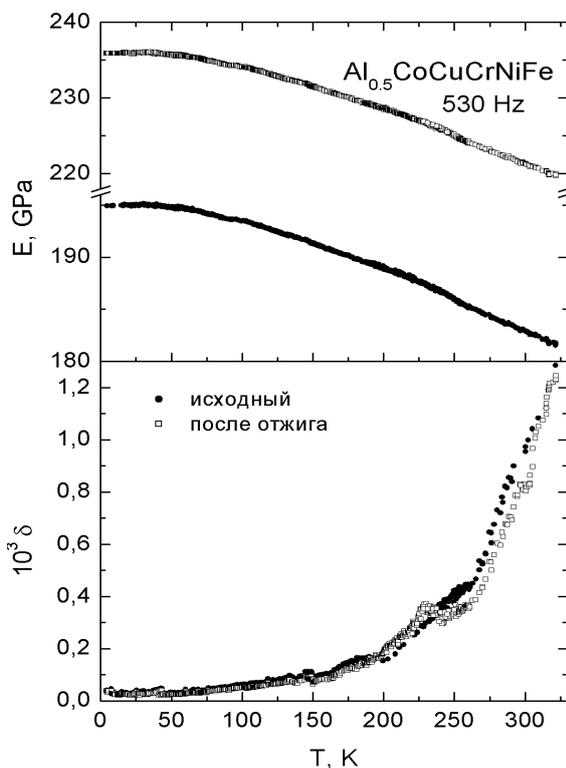
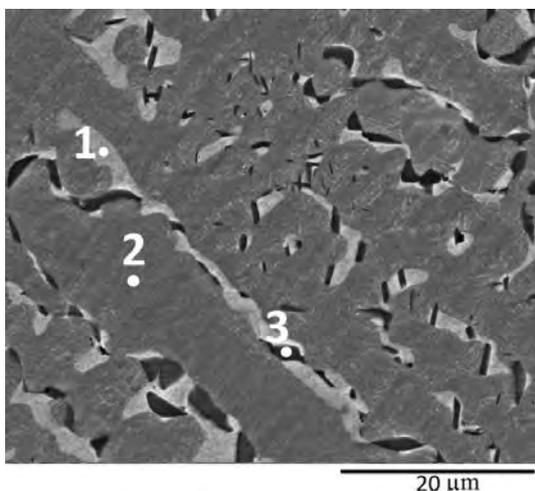


Рис. 4. Температурные зависимости акустических свойств литого и отожженного сплава  $\text{Al}_{0.5}\text{CrCuNiFeCo}$

Отжиг при 1243 К в течение 6 ч с последующим медленным охлаждением образца приводит к существенному (~20 %) увеличению динамического модуля Юнга, а также к появлению при температуре ~230 К пика акустического поглощения. Установлено, что отжиг приводит к изменению структурно-фазового состава сплава. Состав дендритных областей (точка 2 на рис. 5) остаётся практически неизменным, тогда как в междендритных областях (точка 1 на рис. 5) происходит снижение содержания меди и алюминия и повышение содержания остальных элементов. Также, преимущественно на границах между дендритными и междендритными областями, происходит образование частиц (точка 3 на рис. 5), обогащенных никелем (~30%), алюминием (>20%) и медью (>20%). Согласно литературным данным, эта фаза может иметь упорядоченную кристаллическую решетку типа B2 [3]. Эти результаты согласуются с имеющимися в литературе данными о существенном высокотемпературном упрочнении сплава после выдержки при температурах от 570 К до 870 К [4].

Измерения механических свойств при деформации сжатием на жесткой деформационной машине

(жесткость машины  $\sim 7 \cdot 10^6$  Н/м) с постоянной скоростью  $4 \cdot 10^{-4}$  с $^{-1}$  проводили на образцах размерами 2·2·4 мм $^3$  в температурном интервале 0.5 -300 К. При деформациях  $\sim 2$  % измерялась скоростная чувствительность деформирующего напряжения  $\Delta\sigma/\Delta\ln(\dot{\epsilon})$ , для чего скорость деформации  $\dot{\epsilon}$  увеличивалась в 4.4 раза.



№ п/п	Содержание химического элемента, ат.%					
	Al	Cr	Fe	Co	Ni	Cu
1	7.5	6.2	5.9	5.8	12.5	62.0
2	6.0	22.1	21.3	20.6	18.5	11.2
3	21.1	6.3	9.0	11.3	30.0	22.7

Рис. 5. Данные элементного анализа отожженного сплава  $Al_{0.5}CrCuNiFeCo$

Установлено, что во всем температурном интервале в сплаве наблюдаются высокие значения прочности и пластичности. Величина условного предела текучести  $\sigma_{0.2}$  при повышении температуры от 4.2 до 300К изменяется значительно сильнее (от 700 до 430МПа, т.е. на 38.5 %), чем величина динамического модуля Юнга (на 6%). При температурах ниже 15 К обнаружено изменение характера пластического течения от плавного к скачкообразному. В предположении термоактивированного характера пластической деформации для образцов в литом состоянии вычислены величины активационного объема для термоактивированного движения дислокаций, значения которого уменьшается с понижением температуры от  $122 \cdot b^3$  при 300К до  $35 \cdot b^3$  при 30К.

Наблюдаемые в исследуемом сплаве особенности, такие как температурная зависимость предела текучести, уменьшение скоростной чувствительности деформирующего напряжения с уменьшением температуры указывают на термоактивированный характер пластической деформации.

В интервале температур 4.2К – 0.5К в литых образцах обнаружена аномальная температурная зависимость условного предела текучести:  $\sigma_{0.2}$  уменьшается от 700МПа при 4.2 К и до 570МПа при 0.5 К (см. вставку на рис. 6). В отожженном состоянии эта аномалия не наблюдается. Отмеченные различия в свойствах и поведении литых и отожженных образцов связываются со структурно-фазовыми превра-

щениями, происходящими при отжиге, в частности с образованием выделений ОЦК фазы в ГЦК матрице [5].

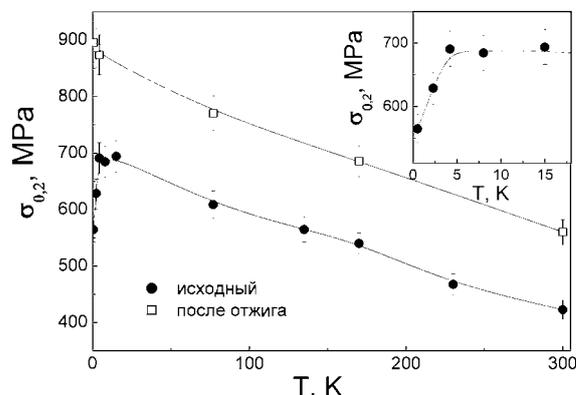


Рис. 6. Температурные зависимости условного предела текучести  $\sigma_{0.2}$  литого и отожженного сплава  $Al_{0.5}CrCuNiFeCo$

### Выводы

1. В литых сплавах  $Al_{0.5}CoCuCrNiFe$  формируется дендритная структура. Несмотря на заметную разницу химического состава и дендриты, и междендритные области обладают ГЦК решеткой со схожими параметрами.
2. Динамический модуль Юнга и предел текучести литых образцов монотонно уменьшаются при повышении температуры от 4.2 до 320К. При этом изменение динамического модуля Юнга значительно слабее, чем изменение предела текучести.
3. В интервале температур 4.2- 0.5К в литых образцах обнаружено аномальное явление - уменьшение предела текучести при понижении температуры, а в отожженных образцах указанная аномалия не наблюдается.
4. Отжиг образцов приводит к изменению структуры и химического состава структурных областей, что вызывает существенный рост динамического модуля Юнга и предела текучести во всем исследованном интервале температур.
5. Полученные данные свидетельствуют о термоактивированном характере пластической деформации сплава.

1. Chung-Jin Tong, Yu-Liang Chen, Swe-Kai Chen et al., Microstructure characterization of  $Al_xCoCrCuFeNi$  high-entropy alloy system with multiprincipal elements // Metallurgical and Materials Transactions A 2005. V.36A. P.881-893.
2. K.B. Zhang, Z.Y. Fu, J.Y. Zhang, W.M. Wang, H. Wang, Y.C. Wang, Q.J. Zhang, J. Shi. Microstructure and mechanical properties of  $CoCrFeNiTiAl_x$  high-entropy alloys // Materials Science and Engineering A. 2009. V.508. Issues 1-2. P.214-219.
3. D.G. Shaysultanov, N.D. Stepanov, A.V. Kuznetsov, G.A. Salishchev, O.N. Senkov. Phase Composition and Superplastic Behavior of a Wrought  $AlCoCrCuFeNi$  High Entropy Alloy. JOM. 2013. V.65 (12) (2013). P. 1815-1828.
4. Che-Wei Tsai, Ming-Hung Tsai, Jien-Wei Yeh, Chih-Chao Yang. Effect of temperature on mechanical properties of  $Al_{0.5}CoCrCuFeNi$  wrought alloy // Journal of Alloys and Compounds. 2010. V.490. P.160-165.
5. Chun Ng, Sheng Guo, Junhua Luan, Sanqiang Shi, C.T. Liu. Entropy-driven phase stability and slow diffusion kinetics in an  $Al_{0.5}CoCrCuFeNi$  high entropy alloy // Intermetallics. 2012. V.31. P.165-172.

## О СОБСТВЕННЫХ КРУТИЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЯХ ТОНКОСТЕННОГО СТЕРЖНЯ, КАК СИСТЕМЫ СВЯЗАННЫХ ПЛАСТИН

С.В. Серегин, инженер

Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет

Комсомольск-на-Амуре, Россия

E-mail: Seregin-KomsHome@yandex.ru

Экспериментально – численным методом (МКЭ) изучаются крутильные колебания тонкостенного стержня, смоделированного системой связанных пластин. Значения собственных частот сопоставляются с частотами, найденными по стержневой теории В.З. Власова. Рассмотрен случай шарнирного опирания стержня вдоль нижнего торца профиля.

### 1. Введение.

При расчетах и проектировании зданий, сооружений, шарнирное закрепление торцов стержня реализуется согласно балочной идеализации, однако во многих случаях, реальное закрепление стержня не может быть отражено при расчетах конструкций. В настоящей работе, методом конечных элементов в MSC «NASTRAN», показано, что допущения, вызванные балочной аппроксимацией могут привести к существенной погрешности в частотах и формах собственных крутильных колебаний [1].

### 2. Численное моделирование МКЭ в MSC «NASTRAN»

Рассмотрим двутавр, смоделированный системой связанных пластин, со следующими геометрическими и механическими характеристиками:  $h = 60 \text{ см}$  – высота стенки,  $b = 30 \text{ см}$  – ширина полки,  $\delta_1 = \delta_2 = 1 \text{ см}$  – толщина стенки и полки, соответственно,

$L = 10 \text{ м}$  – длина стержня,  $E = 2 \cdot 10^{11} \text{ Н/м}^2$  – модуль Юнга,  $\rho = 7800 \text{ кг/м}^3$  – массовая плотность. На торцах реализованы условия традиционного шарнирного опирания.

На рис. 1–2 представлены частоты и формы собственных крутильных колебаний тонкостенного стержня (первого и второго тонов).

В строительстве и в других отраслях техники встречаются случаи, когда шарнирное опирание тонкостенного стержня предполагает его закрепление вдоль торцов нижней полки, а не в центре тяжести (в центре сечений) его поперечного сечения. Моделирование стержня системой связанных пластин позволяет рассмотреть и этот случай (рис. 2), который, заметим, не может быть изучен в рамках стержневой теории

### 3. Анализ полученных результатов.

Результаты расчетов сведены в таблицу 1.

Таблица 1 – Собственные крутильные колебания

Тон колебаний	В.З. Власов	Тон колебаний	МКЭ (балочная идеализация)	Тон колебаний	МКЭ (опирание вдоль нижних торцов)
1	6.92	1	6.8	1	2.9
2	24.45	2	24.1	2	5.89
3	53.5	3	52.5	3	26.33
-	-	-	-	4	48.54

Видно, табл. 1, что опирание стержня по нижней кромке уменьшает его жесткость, вследствие чего происходит снижение частоты колебаний, а также влечет за собой появление новой формы, рис 2. Частота основного тона при таком закреплении уменьшилась более, чем в два раза, по сравнению с основной частотой по формуле В.З. Власова. Если же, пренебречь основной частотой, данные, вычисленные по стержневой теории и, если рассматривать стержень, как систему

связанных пластин, рассогласовываются порядка 13 %, рис. 3.

На рис. 3 представлены безразмерные частоты,  $\Omega_n = \frac{\omega_{МКЭ}}{\omega_B}$ , низших тонов крутильных колебаний тонкостенного стержня, смоделированного системой связанных пластин, где  $\omega_{МКЭ}$  – собственная частота, найденная МКЭ,  $\omega_B$  – частота, по теоретической формуле В.З. Власова (на рисунке обозначена сплошной линией). Точечками обозначена безразмерная частота при традиционном

шарнирном закреплении. Пунктирной линией – при опирании по нижним торцам стержня.

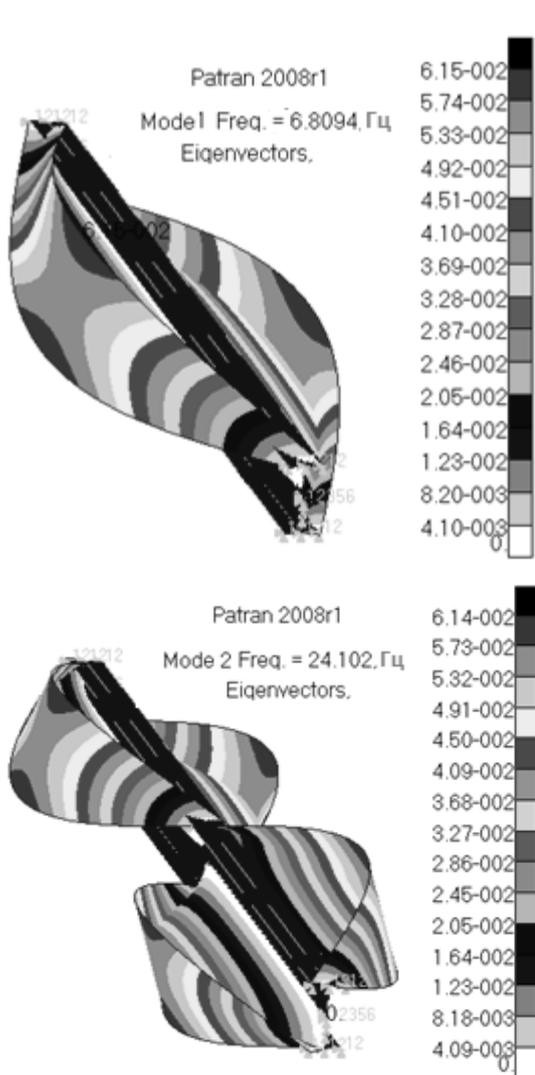


Рис. 1 – Частоты и формы крутильных колебаний при традиционном шарнирном опирании по торцам ( $\omega_1 = 6.81$  Гц,  $\omega_2 = 24.1$  Гц)

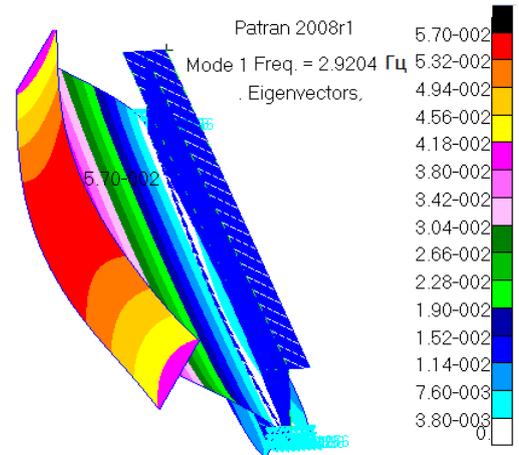


Рис. 2 – Частоты и формы крутильных колебаний для случая шарнирного опирания по торцам нижней полки стержня ( $\omega_1 = 2.92$  Гц,  $\omega_2 = 5.89$  Гц)

**Выводы.** Выполненное исследование позволяет сделать следующие выводы:

- Моделирование тонкостенного стержня системой связанных пластин позволяет наиболее точно отобразить его динамическое поведение, а также позволяет учесть реальные условия закрепления его торцов.

- Балочная аппроксимация не позволяет учесть реальных условий сопряжения стержней. В случае закрепления стержня вдоль ее нижних торцов низшая форма крутильных колебаний и соответствующая ей частота ниже более, чем в два раза по сравнению с решением В.З. Власова. Данное обстоятельство может привести к ошибочным результатам при оценке низшей частоты и формы крутильных колебаний, что окажет влияние на динамическую прочность и надежность конструкций

1. Власов В.З. Тонкостенные упругие стержни. – М.: Физматгиз, 1959. – 568 с.

2. Wekezer, J.W., Vibrational analysis of thin-walled bass with open cross sections. J Struct. Eng. ASCE, 115 (1989) 2965–78.

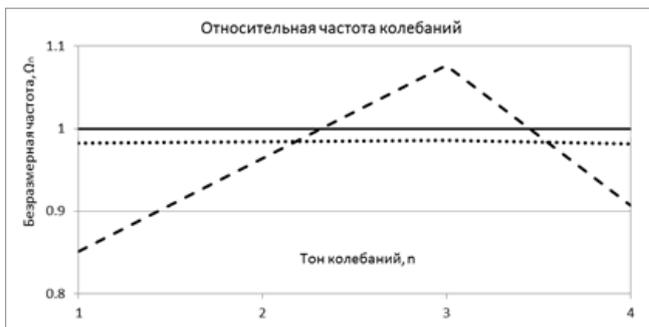


Рисунок 3 – Частоты собственных крутильных колебаний

## «МОДИФИЦИРОВАННЫЙ СПОСОБ КОРРЕКЦИИ ПЕРВИЧНЫХ ОТКЛОНЕНИЙ МНОГОКООРДИНАТНОЙ МАШИНЫ С ЧПУ»

Н.А. Серков<sup>1</sup> И.С. Шлесберг<sup>2</sup>, А.А. Мерзляков<sup>1</sup>, И.В. Никуличев<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия; [serkov1943@mail.ru](mailto:serkov1943@mail.ru)

<sup>2</sup>Национальный институт авиационных технологий, Москва, Россия;

**Аннотация.** Точность операций, выполняемых на многокоординатных машинах с ЧПУ (станках, промышленных роботах, измерительных машинах и др.), во многом определяется точностью воспроизведения исполнительным органом (ИО) пространственной траектории (объемной точностью машины). В докладе рассмотрен модифицированный способ коррекции первичных отклонений многокоординатной машины с ЧПУ.

**Ключевые слова:** Многокоординатная машина с ЧПУ, объемная точность, статическая и динамическая жесткость, метод цифровой коррекции.

**Введение.** Машиностроение играет ведущую роль в обновлении парка машин современного производства. В свою очередь, само машиностроение остро нуждается в обновлении оборудования. Среди приоритетных направлений развития машиностроения, обеспечивающих резкое увеличение производительности при повышении качества продукции, почетное место занимают новые инновационные технологии формообразования, основанные на реализации сложных траекторий движения исполнительных органов машины в пространстве.

### Способы цифровой коррекции отклонений взаимного положения ИО машины с ЧПУ.

В работе [1] проведен анализ направлений повышения точности многокоординатной машины с ЧПУ. Он показал, что совершенствование конструкции и технологии изготовления машины должно быть направлено на уменьшение и/или перевод случайной составляющей в систематическую (функциональную), которая далее компенсируется системами цифровой коррекции.

Программная коррекция является эффективным направлением повышения геометрической точности многокоординатной машины.

Коррекция первичных и интегральных отклонений взаимного положения исполнительных органов многокоординатной машины может осуществляться четырьмя способами [2].

1. Полная коррекция всех первичных отклонений с вычислением и отработкой приводами корректирующих линейных  $\Delta_x$ ,  $\Delta_y$ ,  $\Delta_z$  и угловых  $\Delta_A$ ,  $\Delta_B$ ,  $\Delta_C$  поправок.

2. Коррекция части первичных отклонений механизмов. Способ реализован в современных системах ЧПУ, например, Sinumerik 840 D.

3. Коррекция по результатам измерения интегральных отклонений взаимного положения ИО многокоординатной машины с ЧПУ. Способ связан с получением, обработкой и хранением большого

объема информации и с разработкой специальных систем коррекции. Способ применяется в КИМ.

4. Внесение коррекции через изменение параметров кинематической модели  $L_n = (P_n W_n)$ , положенной в основу управления машиной ( $L_n$  – вектор обобщенных координат многокоординатной машины,  $P_n$  – вектор параметров,  $W_n$  – вектор номинальных декартовых координат выходного звена,  $n$  – номер итерации). Способ применяется в многокоординатных машинах с ЧПУ со сложной структурой с различными кинематическими парами, включая сферические.

### Модифицированный способ коррекции первичных отклонений

Полная компенсация отклонений (способ 1) исполнительных органов машины, рассчитываемых в соответствии с имитационной моделью, может быть реализована только на 5 (и более) координатных машинах (станках) с вычислительными средствами, позволяющими «просчитывать» имитационную модель в цикле интерполирования  $< 2$  мс [3].

В современных системах управления станками реализуется способ 2. Коррекция части первичных отклонений (14 из 41 первичного отклонения для 5 координатного станка) не требует сложных вычислений (отклонения позиционирования, отклонения от прямолинейности и от перпендикулярности движения) и осуществляется отдельным вычислительным процессом. Эти вычислительные процессы выполняются в квазипараллельном режиме и не требуют больших вычислительных ресурсов. Все коррекции, относящиеся к данной линейной координате, суммируются и обрабатываются соответствующим приводом в режиме интерполирования. По угловым координатам осуществляется только коррекция отклонений позиционирования.

Таким образом, по данному способу осуществляется коррекция по критерию минимума части первичных отклонений.

Были проведены исследования баланса точности 5 координатного станка с ЧПУ методами имитационного моделирования на основе «Программы для расчета суммарного отклонения взаимного расположения исполнительных органов 5 координатного станка с поворотными столами» [4].

Блок-схема программы представлена на рис. 1.

Программа позволяет рассчитывать интегральное отклонение  $DD = \{u, v, w\}$  в каждой контрольной точке рабочего пространства, как векторную сумму двух векторов: вектора отклонения инструмента и вектора отклонения заготовки.

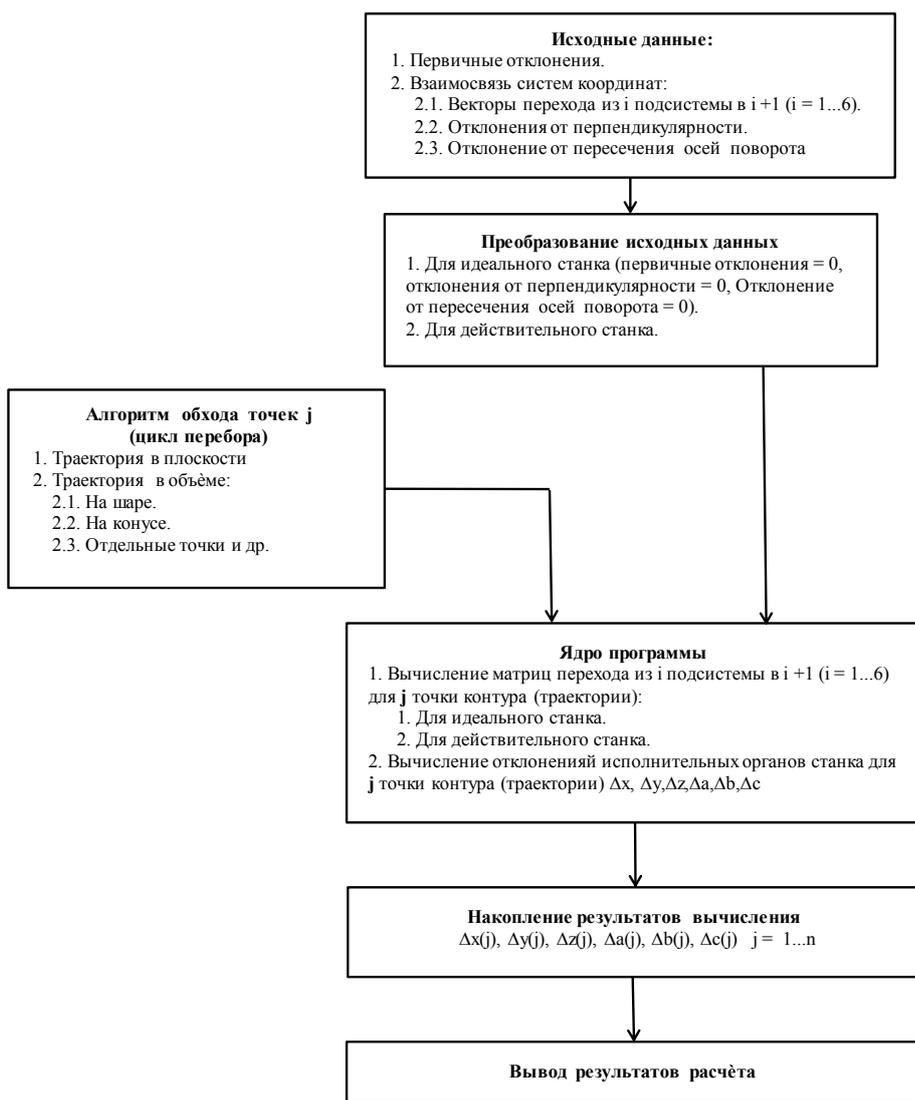


Рис. 1

Результаты моделирования показали, что выдерживая допуск на первичные отклонения только по модулю каждого отдельного первичного отклонения, мы получаем для каждой конкретной реализации машины своё интегральное отклонение.

Так при допуске на первичные линейные отклонения  $\pm 0,005$  мм и угловые  $\pm 0,001^\circ$  для 5 координатного станка мод. МС - 300 интегральное отклонение может принимать значения в диапазоне  $M = 0,0007 \div 0,0835$  (среднее 0,0450) мм, а  $\Delta = 0,0036 \div 0,0526$  мм (среднее 0,0240 мм). Здесь:  $M = \max \text{mod}(DD)$  - максимальное по модулю интегральное отклонение по всем контрольным точкам  $i$  и  $\Delta = \max \text{mod}(DD) - \min \text{mod}(DD)$  - разность между максимальным и минимальным значениями модуля интегрального отклонения.

Таким образом, наряду с допуском на первичные отклонения необходим допуск на интегральные отклонения и необходимо создание средств измерения объёмной точности многокоординатных ма-

шин с ЧПУ на холостом ходу [5]. Для 5 координатных станков допуск на интегральные отклонения косвенно вводится через допуск на обработку образца-изделия.

Проведённый анализ точности с помощью имитационной модели позволяет предложить новый способ повышения объёмной точности конкретного экземпляра машины. Способ заключается в том, что коррекцию первичных отклонений (14 из 41 для 5 координатного станка последовательной структуры (МС - 300)) проводят не по критерию минимума 14 первичных отклонений, а по критерию минимума объёмной точности, например,  $M$  и  $\Delta$ . Коррекция по 14 первичным отклонениям подбирается таким образом, чтобы  $M$  и  $\Delta$  были минимальными.

Для этого необходимо:

1) Измерить все 41 первичные отклонения для данного экземпляра машины [6].

2) Ввести значения 41 первичного отклонения в программу имитационного моделирования.

3) Провести поиск оптимальных значений 14 первичных отклонений с помощью программы имитационного моделирования.

4) Ввести файлы коррекции в систему ЧПУ данного экземпляра машины и провести измерение объёмной точности и убедиться в правильности и эффективности проведённой коррекции.

#### Методика поиска оптимальных значений коррекции первичных отклонений для реализации модифицированного алгоритма

Число контрольных точек  $n$  для оценки объёмной точности 5 координатного станка выбрано из соображения равномерности распределения точек в диапазоне угловых координат. Принято:

1) 12 положений планшайбы через  $30^\circ$ ,

2) 5 положений корпуса планшайбы через  $30^\circ$ .

В результате число контрольных точек  $n = 60$ .



## НОРМИРОВАНИЕ ВИБРАЦИИ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕХОДА К ДИАГНОСТИКЕ И ПРОГНОЗИРОВАНИЮ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ НАДЕЖНОСТИ МАШИН

О.Б.Скворцов<sup>1,2</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>2</sup>ООО «Диамех 2000», Москва, Россия, skv@diamech.ru

В настоящее время происходит переход нормативной базы измерения вибрации к новым редакциям, основанным на активном использовании диагностики и прогнозирования. Разработка систем диагностики в рамках существующих систем сбора данных о вибрации требует, например, перехода от измерений скорости к формированию данных в виду ускорений [1]. Новые нормативные документы подразумевают контроль уровня скорости в контролируемой полосе частот и сравнение с двумя порогами ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ и АВАРИИ [2,3]. Уровень АВАРИИ указывает на опасность потери прочности из-за воздействия вибрации и требует немедленного вмешательства в работу агрегата, а уровень ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ указывает на значительные изменения вибрационного состояния, требующие немедленного перехода к диагностическому обследованию агрегата, порядок которого регламентируется стандартами, ориентированных на диагностику и прогнозирование. При этом уровни ПРЕДУПРЕЖДЕНИЯ рекомендуется определять относительно базовой линии, характеризующей уровень вибрации в условиях нормального функционирования исправного агрегата. Такой подход радикально отличается от ранее использованного сравнения с некоторой сеткой пороговых уровней. Число таких порогов могло быть более десяти, их количественные значения обычно выбирались равномерным делением всей шкалы и основывались на субъективной оценки уровня вибрации человеком в соответствии со стандартом ISO 2372 [4], в настоящее время уже не действующим. Изменение критериев выбора пороговых значений позволяет поднять, например уровень скорости для АВАРИИ с 11,2 мм/сек до 11,8 мм/сек, снижая риск необоснованного аварийного автоматического останова системой контроля. Переход к оценкам относительно базового уровня позволяет учесть большой разброс вибрации для однотипного оборудования и наличие индивидуальных особенностей в работе сложных агрегатов.

В работе [4] значительное внимание было уделено обоснованию перехода от измерений размахов перемещений, использованного на ранних этапах развития виброметрии из-за простоты контроля механическими индикаторами часового типа, к контролю среднего квадратического значения (СКЗ) скорости, широко используемого при нормировании уровня вибрации в настоящее время. Как отмечено в [4], «единственным серьез-

ным обоснованием использования при контроле вибрации пиковых значений размаха виброперемещений опор подшипников может быть контроль возможности задевания ротора о статор, особенно при переходе критических частот». Важным аргументом в пользу использования скорости является ссылка на соответствие оценки скорости как наиболее адекватную оценке энергии колебаний и связанной с этим одной из теорий прочности (теория Мизеса).

Измерение вибрации в виде ускорения, скорости или перемещения, а также формирование их оценок в виде размаха, амплитуды или СКЗ сравнительно просто реализуется современными цифровыми средствами измерения. Все подобные измерения допускаются современным общим стандартом на измерение вибрации [5]. Предпочтение в современных стандартах нормирования вибрации отдается в основном оценкам СКЗ скорости. Для простых гармонических сигналов или сигналов близких к ним все эти параметры легко могут быть преобразованы одно в другое при известной частоте колебаний. Для низкочастотных измерений часто используют контроль перемещений, а для высокочастотных – контроль ускорений поскольку такие измерения позволяют выделить соответствующие области частот поскольку на них соответствующий коэффициент передачи каналов измерения максимальный. Если вибрационное состояние агрегата характеризуется широкополосной вибрацией, полигармонической или случайной, а также в условиях воздействия ударных процессов, выбор измеряемых параметров становится не таким простым. Часто в этом случае предпочтение отдают измерению скорости, как компромиссной оценке между перемещением и ускорением. В [6] на практическом примере, однако, было показано, что такой выбор приводит как к низкой достоверности оценок вибрационного состояния в области низких частот, так и в области высоких частот, где чувствительность к изменениям в работе на фоне шумов становится низкой. Собственно эта причина и вызывает необходимость дифференцирования сигналов скорости для повышения достоверности вибрационной диагностики [1], но такой подход представляется менее эффективным по сравнению с прямым использованием сигналов ускорения, формируемым наиболее широко применяемым типом вибрационных датчиков – акселерометрами. Следует отметить, что в большинстве методик испытания на

вибрационную прочность в качестве контролируемого параметра вибрации используется ускорение [7,8]. Ускорение, как параметр напрямую связанный с действующими силами, может рассматриваться как аналог механического напряжения для S-N диаграмм циклической прочности. Существенно, что для большого числа циклов нагрузки, в том числе при оценке гигациклового прочностного интервала времени могут обеспечить набор числа циклов, соответствующих проявлению гигациклового усталостного эффекта, при которых спад предела прочности не останавливается на некотором значении, отличном от нулевого [10].

В [5] для измеряемых величин ускорения, скорости и перемещения такие характеристики как амплитуда и размах рекомендуется использовать только в случае гармонического характера колебаний. Если измерения проводятся в полосе частот, рекомендуется использовать оценки СКЗ. Поскольку для гармонического процесса СКЗ и пиковые значения связаны простыми соотношениями можно было бы отказаться от оценок амплитуды и размаха. На практике реальные сигналы вибрации не соответствуют чисто гармоническим, изменяясь по амплитуде и, в большинстве случаев, представляют смесь полигармонических и случайных сигналов. Именно для такого случая оценки в виде размаха и амплитуды могут представлять значительный диагностический интерес, поскольку входят, например, в такие характеристики процесса как пик-фактор. Сложный состав вибрационного сигнала приводит к наличию пиковых значений более чем на порядок превышающих оценки в виде среднего, и такие всплески вибрации могут служить причиной первичного образования дефектов. Несмотря на наличие работ по статистике экстремальных значений [11], получение статистических оценок для максимумов, минимумов и размаха не всегда однозначно. Например, величина локального минимума и максимума может сильно варьироваться в зависимости от длины реализации, на которой она определяется и, даже для центрированных реализаций, не всегда величина размаха соответствует удвоенному амплитудному значению [12]. Статистические оценки экстремальных значений представляют интерес, позволяя исключить случайные выбросы. Например, средний размах вариации, вычисляемый как средняя арифметическая из ряда размахов, полученных в результате обработки равных серий наблюдений. Другая характеристика - межквартильный, или средний, размах — это разность между третьим и первым квартилями выборки:

$$\text{Межквартильный размах} = Q_3 - Q_1.$$

Величины  $Q_1$  и  $Q_3$  являются 25-м и 75-м перцентилями соответственно. Первый квартиль  $Q_1$  - это число, разделяющее выборку на две части:

25% элементов меньше, а 75% - больше первого квартиля. Третий квартиль  $Q_3$  - это число, разделяющее выборку также на две части: 75% элементов меньше, а 25% - больше третьего квартиля.

На основании приведенного анализа выполнение контроля в стандартной полосе частот (от 5÷10 Гц до 1000 Гц) по скорости и измерение в полосе от долей герца до десятков килогерц по перемещению и ускорению, чтобы исключить потери информации возможно требуют использования трех каналов первичного преобразования, предварительной обработки, преобразования в цифровую форму. Поскольку для получения полной информации в одной точке измерения обычно требуется измерение трех ортогональных составляющих пространственной вибрации, общее число каналов измерения может достигать девяти. Это существенно усложняет систему контроля и повышает ее стоимость, энергопотребление и снижает надежность.

Упростить систему измерения вибрации без уменьшения ее информативности можно, если учесть высокие технические характеристики современных составляющих элементов системы измерения вибрации.

Что касается устройств цифровой обработки сигналов — процессоров обработки сигналов, в настоящее время широкое распространение получили 32-разрядные процессоры с плавающей запятой, выполняющие вычисления с высокой скоростью, вполне достаточной для решения задач вибрационных измерений. Современные датчики вибрации с встроенной электроникой, а именно ПЕ-РЕакселерометры обеспечивают динамический диапазон измерения до 140 дБ и более. Таким образом, для эффективного использования одного канала измерения как ускорений, так и скорости и перемещений в широкой полосе частот, необходимо дальнейшее совершенствование электронных узлов предварительной обработки аналоговых сигналов и использование более качественных аналого-цифровых преобразователей (АЦП). В настоящее время, фактическим стандартом стало применение 24-разрядных АЦП. Такие АЦП не позволяют получить динамический диапазон более 110-115 дБ. Использование АЦП с разрядностью 31-32 бит, например, ADS1282 или АК5397 позволит существенно улучшить возможности универсальных каналов измерения вибрации.

Получило определенное распространение использование в системах контроля и защиты датчиков, выходной сигнал которых пропорционален скорости, в качестве которых применяют как электродинамические датчики, работающие в области выше собственного резонанса, а также пьезоэлектрические акселерометры с встроенными интеграторами. Их применение ограничивается диапазоном частот от 5 Гц до 1 КГц и недостаточно эффективно при решении задач диагностики.

Как уже было отмечено, важным аргументом в пользу контроля скорости является зависимость от нее кинетической энергии колебаний, переходящей в энергию деформации и обратно. Для гармонического колебания можно записать эти соотношения как зависящими от скорости  $v$ , так от перемещения  $D$  и ускорения  $a$  при угловой частоте  $\omega$ .

$$U = \frac{m \cdot v_{\max}^2}{2} = \frac{m \cdot D^2 \cdot \omega^2}{2}$$

и

$$A = \frac{m \cdot D^2 \cdot \omega^2}{2} = \frac{m \cdot D \cdot a_{\max}}{2}.$$

Последнее соотношение показывает, что оценку скорости можно заменить на оценку произведения перемещения на ускорение.

Использование каналов измерения перемещения и ускорения вместо канала измерения скорости, позволяет сократить количество измерительных каналов без потери информативности в областях нижних и верхних частот. Формирование оценки СКЗ скорости через произведение сигналов ускорения и перемещения, позволяет снизить влияние собственных шумов измерительных каналов. Эти аддитивные шумы не коррелированы и усреднение (интегрирование) произведения существенно менее чувствительно к шуму, чем в канале измерения скорости, где при перемножении используется один и тот же сигнал с одной и той же аддитивной помехой.

Измерение ускорения в широком частотном диапазоне частот с использованием акселерометров связано с необходимостью одновременного измерения сигналов уровня микровольт, в области низких частот при одновременном исключении возможных перегрузок высокочастотными вибрациями. Перегрузка входных каскадов электронных схем согласования высокочастотными составляющими вызывает появление ложных низкочастотных составляющих в спектре называемых «ski slope» или «борода» [13]. Сравнительные измерения с использованием пьезоэлектрических акселерометров показывают, что применение датчиков более высокой чувствительности, при измерении вибрации со сложным спектром, может давать менее достоверные данные в области низких частот, чем измерения с датчиками более низкой чувствительности из-за больших нелинейных искажений от высокочастотных составляющих вибрации большой амплитуды, даже если

последние не достигают верхней границы диапазона измерения.

Рассматриваемый подход к измерению вибраций позволяет при минимальном усложнении аппаратуры обеспечить достоверное измерение в широкой полосе частот для сложного оборудования. При этом объем получаемой информации позволяет одновременно решать задачи контроля и защиты, а также диагностики и прогнозирования по вибрации.

1. Соколова А.Г., Балицкий Ф.Я., Брусиловский Ю.В., и др. Программный комплекс дискриминантного анализа вибраций как средство раннего обнаружения эксплуатационных повреждений газотурбинных установок. Вестник научно-технического развития Национальная Технологическая Группа, № 8 (12), 2008 г., стр.65-72.
2. ISO 7919-2:2009. Mechanical vibration -- Evaluation of machine vibration by measurements on rotating shafts -- Part 2: Land-based steam turbines and generators in excess of 50 MW with normal operating speeds of 1 500 r/min, 1 800 r/min, 3 000 r/min and 3 600 r/min. 2009, 23 p/
3. ISO 10816-2:2009. Mechanical vibration -- Evaluation of machine vibration by measurements on non-rotating parts -- Part 2: Land-based steam turbines and generators in excess of 50 MW with normal operating speeds of 1 500 r/min, 1 800 r/min, 3 000 r/min and 3 600 r/min, 2009, 25 p.
4. Рунов Б.Т. Исследование и устранение вибрации паровых турбоагрегатов. Энергоиздат 1982г. - 352с.
5. ISO 2954:2012. Mechanical vibration of rotating and reciprocating machinery -- Requirements for instruments for measuring vibration severity. 2012, 13 p.
6. Скворцов О.Б., Труние Е.С. Автоматизация вибрационной защиты гидроагрегатов. Russia power. HydroVision Russia 2012. 5-7 марта 2012, PennWell, Конференция и выставка. <http://pennwell.websds.net/2012/Moscow>.
7. Испытание на широкополосную вибрацию
8. А.Ленк, Ю.Рениц. Механические испытания приборов и аппаратов. - Мир, М.: 1976 г., 272 с.
9. Claude Bathias, Paul Croce Paris. Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice. September 13, 2004 by CRC Press - 328 p.
10. Скворцов О.Б. Выбор параметров контроля вибрации для систем непрерывного мониторинга состояния машин и агрегатов. Научные труды II Международной научной конференции "Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении, ИМАШ РАН, 2012, с.412-417.
11. Гумбель Э. Статистика экстремальных значений, М.; Мир, 1965. - 451 с.
12. Правоторова Е.А., Скворцов О.Б. Минимизации количества испытаний металлических проводников при воздействии импульсных токов на основе применения теории эргодических случайных процессов. Тезисы конференции "Наследственная механика деформирования и разрушения твердых тел - научное наследие Ю.Н.Работнова". М., Изд. ИМАШ РАН, 2014, с.82-83.
13. Troubleshooting accelerometer installations. Wilcoxon research. Meggitt, 10 p.

## МАСШТАБНЫЕ УРОВНИ МЕХАНИЗМОВ ТРЕНИЯ: ОТ СПЛОШНОЙ МАКРОСРЕДЫ К ДИСКРЕТНОМУ НАНОКОНТАКТУ

Л.А. Сосновский<sup>1</sup>, С.С. Щербаков<sup>2</sup>, В.В. Комиссаров<sup>3</sup>

<sup>1</sup>ООО «НПО ТРИБОФАТИКА»

<sup>2</sup>Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь

<sup>3</sup>Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь

Среди многих и важных направлений развития работ по трибологии и трибофатике исследования на наноуровне представляются весьма актуальными: в научном плане – это физика процессов трения, в практическом – это микро- и нанозлектроника [1].

Ниже сделана попытка разработать феноменологическую модель, которая удовлетворительно описывала бы переход от макро- к наноуровню некоторой характеристики трения. В качестве исходной примем схему масштабных уровней и основных механизмов трения (рис. 1), представленную в работах [2, 3]. Согласно этой схеме, при переходе от макроуровня (характерный размер  $d \sim 10^{-3}$  м) к наноуровню (характерный размер  $d \sim 10^{-9}$  м) механизм трения меняется от чисто деформационного к чисто молекулярному. Будем описывать этот переход при помощи изменения некоторого параметра трения  $\phi$ , который содержит две составляющие – деформационную ( $\phi_d$ ) и молекулярную ( $\phi_m$ ). Примем гипотезу, что их сумма

$$\phi_{\Sigma} = \phi_d + \phi_m \quad (1)$$

остаётся неизменной на любом масштабном уровне, так что

$$\phi_{\Sigma} = \text{const.} \quad (1a)$$

Гипотеза (1a), конечно, неоспорна и требует экспериментальной проверки и теоретического обоснования.

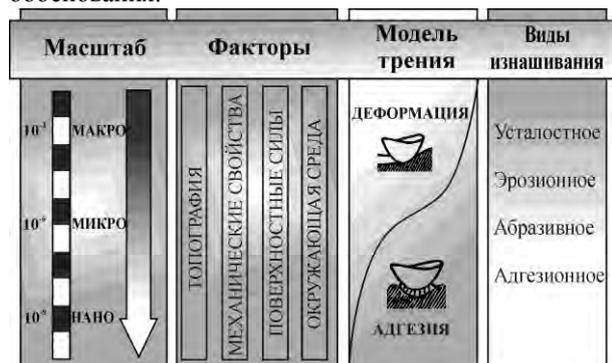


Рис. 1. Масштабные уровни и основные механизмы контактного взаимодействия (схема)

Чтобы конкретизировать (1), введем представление [4] о трибологической среде (рис. 2); она представляет собой, в первом приближении, конгломерат сфер разного диаметра  $d$ , так что и расстояние между их центрами определяется аналогичной переменной  $d$ . Представляется удобным ввести относительную переменную состояния среды

$$\frac{d}{d_*} = \text{var}, \quad (2)$$

где  $d_*$  – представительный (характерный) размер макрочастиц среды, например,  $d_* = 1$  (мм, или см и т. д.).

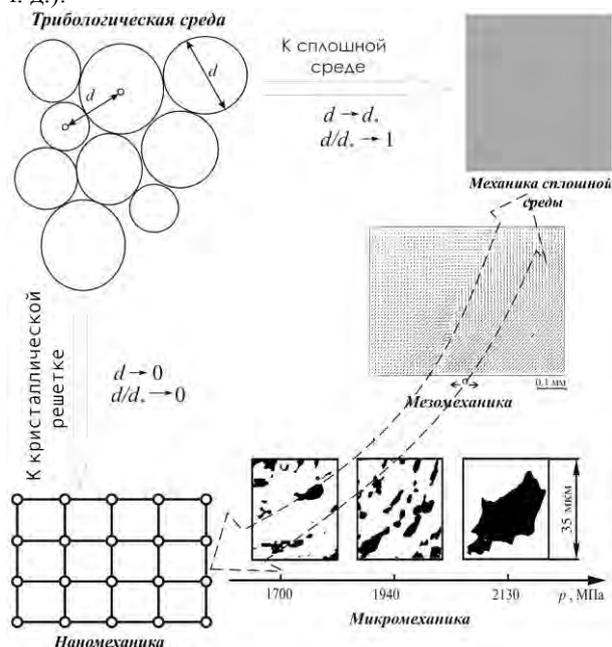


Рис. 2. Трибологическая среда: условия перехода от макро- к наноуровню и наоборот

Величину (2) можно рассматривать как своеобразную «физическую шероховатость» поверхности трения. Учитывая, что всегда

$$d \leq d_*, \quad (3)$$

получаем, что переход к наноуровню означает, что

$$d \rightarrow 0, \text{ или } d/d_* \rightarrow 0, \quad (4)$$

тогда как подход к макроуровню, напротив, осуществляется при

$$d \rightarrow d_*, \text{ или } d/d_* \rightarrow 1, \quad (5)$$

так что

$$0 \leq \frac{d}{d_*} \leq 1. \quad (6)$$

Закономерности (4) и (5) вполне согласуются с общепринятыми представлениями.

Далее задача наша состоит в том, чтобы предложить зависимость обобщенного параметра трения  $\phi$  от переменной состояния – относительной физической шероховатости поверхности трения  $d/d_*$ , качественно такую, как это представлено на рис. 1 и

2, где иллюстрируется переход от деформационного к молекулярному механизму трения.

Покажем ее на рис.3 в координатах, соответствующих (1) и (2). На рис.3,а дается характер изменения деформационной составляющей  $\varphi_d$  параметра трения  $\varphi_\Sigma$  при переходе от макро- к наномасштабу; этот переход означает падение роли деформационных процессов при трении. Его можно описать простейшей степенной функцией

$$\varphi_d = \left[ 1 - \left( 1 - \frac{d}{d_*} \right)^{\alpha_1} \right]^{\beta_1}, \quad (7)$$

в которой  $\alpha_1 \geq 1, \beta_1 \geq 1$  – параметры процессов трения, обусловленные состоянием контактирующих материалов.

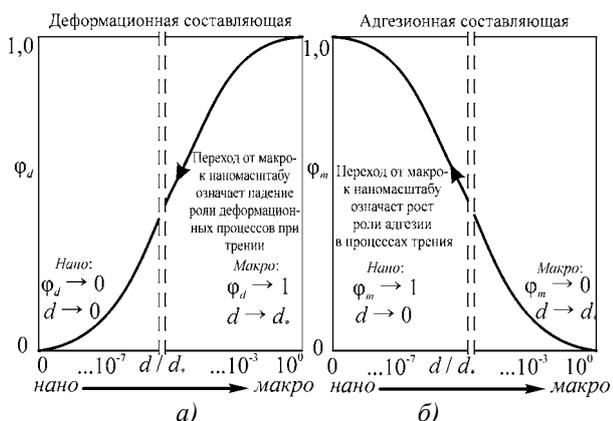


Рис. 3. Масштабные зависимости параметра трения

Исходя из возможного интервала (6) изменения переменной состояния  $d/d_*$  среды в (7), устанавливаем, что

$$0 \leq \varphi_d \leq 1. \quad (7a)$$

Отсюда ясно, что параметр  $\varphi_d$  нельзя рассматривать как принятый в трибологии коэффициент трения. Следовательно,  $\varphi_d$  – своеобразная характеристика, способная однозначно описывать количественно изменение деформационной составляющей интегрального параметра трения  $\varphi_\Sigma$  от сплошной макросреды к дискретному контакту на наноуровне.

На рис.3,б дан характер изменения молекулярной составляющей  $\varphi_m$  параметра трения  $\varphi_\Sigma$  при таком же переходе от макро- к наномасштабу; этот переход означает, напротив, рост роли адгезии (и молекулярного взаимодействия) при трении. Его тоже можно описать простейшей степенной функцией

$$\varphi_m = \left[ 1 - \left( \frac{d}{d_*} \right)^{\alpha_2} \right]^{\beta_2}, \quad (8)$$

с параметрами  $\alpha_2 \geq 1, \beta_2 \geq 1$  состояния материалов.

Аналогично исходя из возможного интервала (6) изменения переменной состояния  $d/d_*$  среды в (8), устанавливаем, что

$$0 \leq \varphi_m \leq 1. \quad (8a)$$

Отсюда снова ясно, что  $\varphi_m$  нельзя рассматривать как принятый в трибологии коэффициент трения. Следовательно,  $\varphi_m$  – своеобразная характеристика, способная однозначно описывать количественно изменение молекулярной составляющей интегрального параметра  $\varphi_\Sigma$  от дискретного контакта на наноуровне до сплошной макросреды.

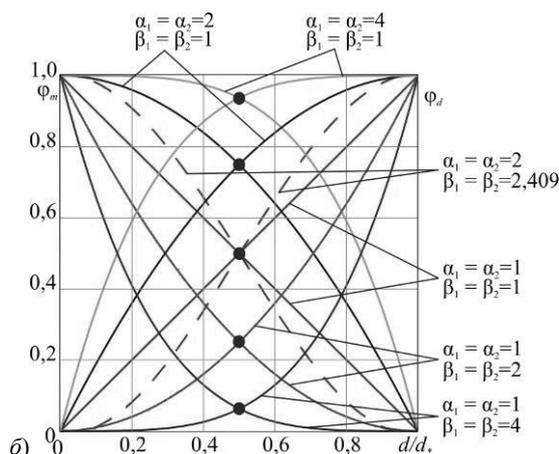
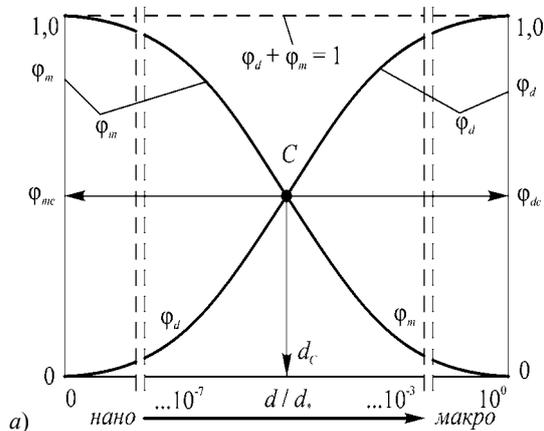


Рис. 4. К иллюстрации взаимосвязей (1), (1a) и (9) (a) и изменение положения точки C в зависимости от определенных значений параметров уравнений (7) и (8) (б)

Рис.4,а иллюстрирует взаимосвязь  $\varphi_d$  и  $\varphi_m$  в соответствии с (1), (1a), (7), (8); здесь обнаруживается состояние C, соответствующее характерному размеру  $d_c$ , при котором оказывается, что  $\varphi_{mC} = \varphi_{dC}$ , т. е. роль молекулярных и деформационных процессов при трении равновесна (или одинакова). На этом рисунке пунктиром иллюстрируется правило (1), которое, с учетом (1a) и на основании (7a) и (8a) записывается следующим образом

$$\varphi_d + \varphi_m = 1,$$

или

$$\left[ 1 - \left( 1 - \frac{d}{d_*} \right)^{\alpha_1} \right]^{\beta_1} + \left[ 1 - \left( \frac{d}{d_*} \right)^{\alpha_2} \right]^{\beta_2} = 1. \quad (9)$$

Здесь считается, что  $\alpha_1 \neq \alpha_2$  и  $\beta_1 \neq \beta_2$ .

Из рис.4,б видно, что «равновесное положение»

точки  $C$  может смещаться вдоль осей  $\varphi_d$ ,  $\varphi_m$  и обнаруживается при  $d/d_* = 0,5 = \text{const}$ , т.е. посередине интервала (6), в зависимости от определенного соотношения параметров ( $\alpha_1, \alpha_2, \beta_1, \beta_2$ ).

Роль свойств материала в формировании исследуемых переходов определяется соотношением параметров  $\alpha/\beta$ ; на рис.5 дан анализ этой роли применительно к изменению деформационной составляющей  $\varphi_d$  параметра трения. Здесь показаны ситуации, когда варьируется параметр  $\alpha$  (от 1,0 до 10,0), тогда как параметр  $\beta = 2 \text{ const}$  (рис.5,а) либо  $\beta = 6 \text{ const}$  (рис.5,б). Видно, что прогнозируются практически любые процессы перехода от нано- к макроуровню и наоборот, в том числе и происходящие по линейному закону (при  $\alpha = \beta = 1$  – пунктиры на рис.5). Такое многообразие переходных процессов представляется естественным, если принять во внимание огромное разнообразие природы и физико-механических свойств известных материалов (сталей, полимеров, чистых металлов и т. д.).

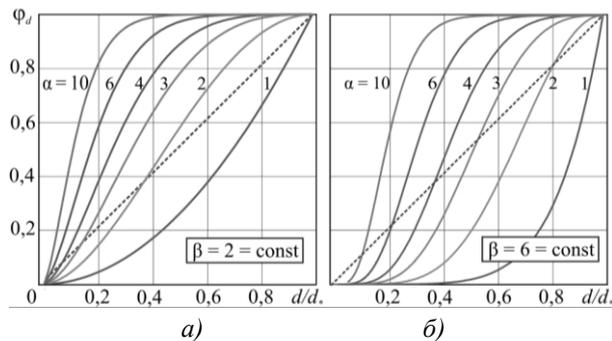


Рис. 5. Роль свойств материалов: влияние соотношения  $\alpha/\beta$  на характер перехода от макро- к наноуровню

На рис.6 дается аналогичный анализ применительно к изменению адгезионной составляющей  $\varphi_m$  параметра трения.

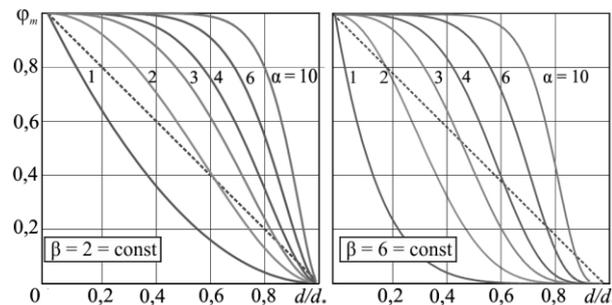


Рис.6. Роль свойств материалов: влияние соотношения  $\alpha/\beta$  на характер перехода от нано- к макроуровню

Что касается природы параметра трения  $\varphi_\Sigma$ , то можно высказать осторожное предположение, что он определяется энергетическим соотношением для пары трения [5]

$$\frac{E_S}{E_N} = \varphi_\Sigma \quad (10)$$

в связи с изменением «гладкости» контакта: от

$d \rightarrow 0$  (идеально гладкая поверхность трения на атомном уровне) до  $d \rightarrow 1$  (контакт шероховатых тел на макроуровне). Если  $E_N$  определяется энергией взаимодействия при сжатии контактирующих элементов, то энергия  $E_S$  обеспечивает начало движения при трении, т. е.  $E_S$  – энергетический аналог силы трения. Следовательно, величину  $\varphi_\Sigma$  можно рассматривать как энергетический аналог коэффициента трения; для условия макроконтakta подобные представления развиваются в работах [4, 5]. Но здесь параметру  $\varphi_\Sigma$  придается способность эффективно работать в огромном диапазоне изменения размеров площадки контакта (как уже указывалось, от нано- до макро) и, следовательно, столь же огромного диапазона изменения контактной нагрузки. Таким образом, соотношение (10) дает, по нашему мнению, энергетическую трактовку закона трения для любого масштабного уровня. И, вероятно, для любых систем – как трибологических, так и трибофатических. Так ли это, покажут будущие исследования, в том числе и физические.

Укажем методики определения параметров  $\alpha$  и  $\beta$  в (7) и (8).

Если принять  $\beta_1 = 1$ , то из (7) следует уравнение для определения  $\alpha_1$ :

$$\lg(1 - \varphi_d) = \alpha_1 \lg\left(1 - \frac{d}{d_*}\right). \quad (11)$$

Если же  $\alpha_1 = 1$ , то имеем уравнение для определения  $\beta_1$ :

$$\lg \varphi_d = \beta_1 \lg \frac{d}{d_*}. \quad (12)$$

Уравнения (11) и (12) графически представляются прямыми линиями в соответствующих двойных логарифмических координатах (рис.7), так что тангенс угла их наклона к оси абсцисс и есть параметр  $\alpha_1$  (см. рис.7,а) либо параметр  $\beta_1$  (см. рис.7,б).

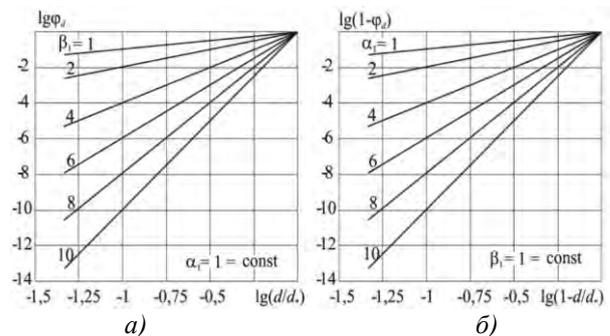


Рис.7. Графический анализ параметров  $\alpha_1$  и  $\beta_1$  уравнения (7)

Аналогично из уравнения (8) при  $\beta_2 = 1$  либо  $\alpha_2 = 1$  имеем соответственно

$$\lg(1 - \varphi_m) = \alpha_2 \lg\left(\frac{d}{d_*}\right) \quad (13)$$

либо

$$\lg \varphi_m = \beta_2 \lg\left(1 - \frac{d}{d_*}\right), \quad (14)$$

откуда находят значения  $\alpha_2$  и  $\beta_2$  (рис.8).

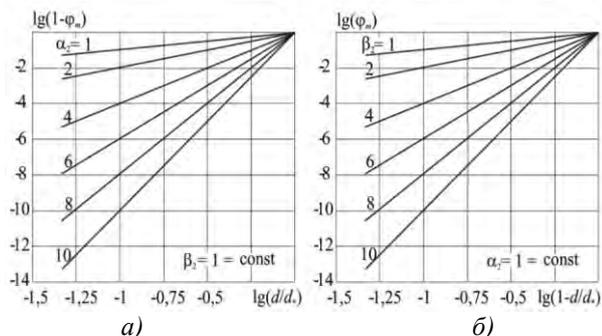


Рис.8. Графический анализ параметров  $\alpha_2$  и  $\beta_2$  уравнения (8)

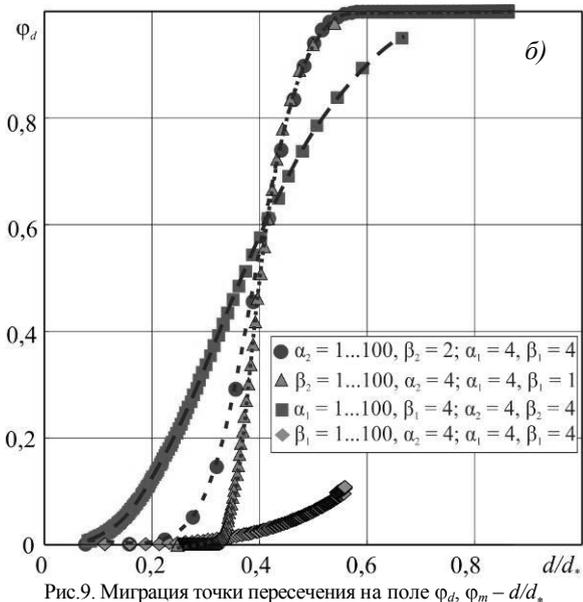
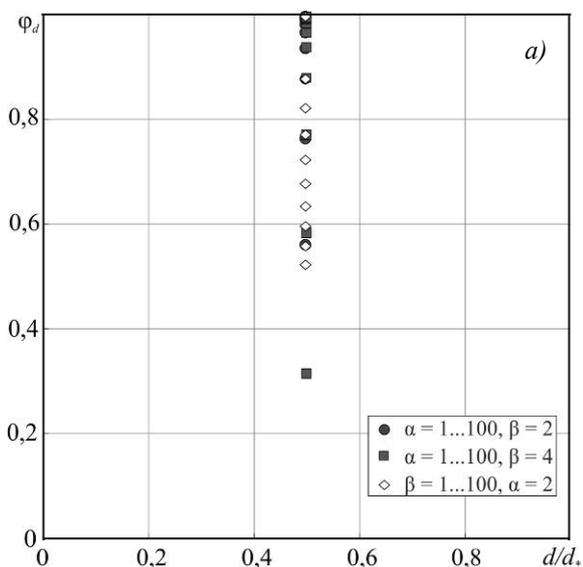


Рис.9. Миграция точки пересечения на поле  $\varphi_d, \varphi_m - d/d_*$

Из совместного рассмотрения рис.7 и 8 следует, что все 4 графика оказываются идентичными – факт, который требует дополнительного исследования и осмысления.

В этой связи представляется интересным вернуться к анализу положения точки  $C$  (см. рис.4) на поле  $\varphi_d, \varphi_m - d/d_*$  (рис.9). Оказывается, что она движется не только вертикально (см. рис.9,а), но и по сложным траекториям (см. рис.9,б) этого поля. Это означает, что предложенная феноменологическая модель (9) способна описывать многообразные и сложные явления и процессы перехода от сплошной макросреды к дискретному наноконтакту – и наоборот. К сожалению, физический анализ закономерностей таких переходов, по имеющимся сведениям, отсутствует в литературе. И огромный стык – протяженное поле между механикой сплошной среды (см., например, [6]) и механикой дискретного контакта (см., например, [7]) остается незаполненным. Авторы считают, что пришло время целенаправленного экспериментального изучения этого стыка на базе модели (1); мы разрабатываем подступы к планированию возможных экспериментальных исследований.

#### Ссылки на использованные источники

1. Дедков Г.В. Нанотрибология: экспериментальные факты и теоретические модели // Успехи физических наук. – 2000. – Т. 170. – № 6. – С. 585-618.
2. Мышкин Н.К., Петраковец М.И. Трибология. Принципы и приложения. – Гомель : ИММС НАНБ, 2002. – 304 с.
3. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Под ред. А. В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – 664 с.
4. Щербаков С.С., Сосновский Л.А. Механика трибофазических систем. – Минск: БГУ, 2010. – 407 с.
5. Сосновский Л.А., Журавков М.А., Щербаков С.С. Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики. – Минск: БГУ, 2010. – 488 с.
6. Седов Л.И. Механика сплошной среды. В 2 т. 6-е изд., –СПб.: Лань, 2004. –560 с.
7. Свириденко А.И. Механика дискретного фрикционного контакта. – Минск: Навука і тэхніка, 1990. –272 с.

## ЗАКОН (ВНЕШНЕГО) ТРЕНИЯ И ЕГО ОБОБЩЕНИЕ: ТЕОРИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТ

Л.А. Сосновский<sup>1</sup>, С.С. Щербаков<sup>2</sup>, В.В. Комиссаров<sup>3</sup>

<sup>1</sup>ООО «НПО ТРИБОФАТИКА»

<sup>2</sup>Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь

<sup>3</sup>Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь

**Введение.** Как известно, всякая научная дисциплина призвана и имеет своей целью понять и описать те или иные закономерности и особенности развития определенных явлений, ситуаций, событий, обусловленных существованием некоторых реальных или мыслимых объектов, которые обнаруживают специфические свойства [1]. Если говорить о трибологии, то она занимается, по существу, двумя явлениями: трением и изнашиванием. При этом понятие о трении представляется фундаментальным [2–7 и мн. др.]. Было бы удивительно, если бы такого ранга явление не обнаруживало своих – специфических законов. И совсем неудивительно, что главный – первый закон трения обсуждается специалистами (в той или иной постановке) вот уже несколько столетий. Ниже излагается очередной взгляд на проблему трения. Необходимость нового анализа диктуется практикой: оказалось, что реально существует и является весьма ответственным своеобразный технический объект – силовая система [1]. Так называют всякую пару трения, один из элементов которой дополнительно воспринимает и передает повторно-переменную (в частности – циклическую) нагрузку, которая обуславливает его объемное деформирование (растяжение-сжатие, изгиб, кручение и т. д.) [36].

**1 Пара трения.** Обычная формулировка общепризнанного в трибологии закона трения, называемого также законом Амонтона, такова: *сила трения ( $F_S$ ) прямо пропорциональна контактной нагрузке ( $F_N$ ), т. е.*

$$F_S = f F_N. \quad (1)$$

где  $f$  – коэффициент трения. Его содержательный смысл: если растет контактная нагрузка  $F_N$ , то сила трения  $F_S$  увеличивается соответственно – так, что их соотношение  $F_S / F_N$  остается постоянным:

$$F_S / F_N = f = \operatorname{tg} \alpha = \operatorname{Const}. \quad (2)$$

Рисунок 1,а иллюстрирует зависимости (1) и (2). Из них следуют основные заключения:

- в заданных условиях рост коэффициента трения  $f$  возможен только при увеличении соотношения ( $F_S / F_N$ ) силы трения и контактной нагрузки (другими словами, при заданном  $f = \operatorname{Const}$  невозможно, чтобы, например, повышалась контактная нагрузка, а сила трения оставалась бы при этом неизменной);
- имеют место взаимообусловленные неравенства

$$0 \leq F_S \leq F_N, \quad (3)$$

$$0 \leq \alpha \leq 45^\circ, \quad (4)$$

$$0 \leq f_n \leq 1, \quad (5)$$

$$f_{\text{lim}} = 1 > f_n, \quad (6)$$

в соответствии с которыми сила трения не может превысить величину контактной нагрузки – согласно (3); коэффициент трения не может быть больше единицы – согласно (5), так что его значение (6) является предельным; угол трения  $\alpha$  не может превышать  $45^\circ$  – согласно (4).

Эти заключения относятся лишь к «обычному трению» – при упругом деформировании в воздухе; в других условиях (например, в глубоком вакууме и др.) они нарушаются.

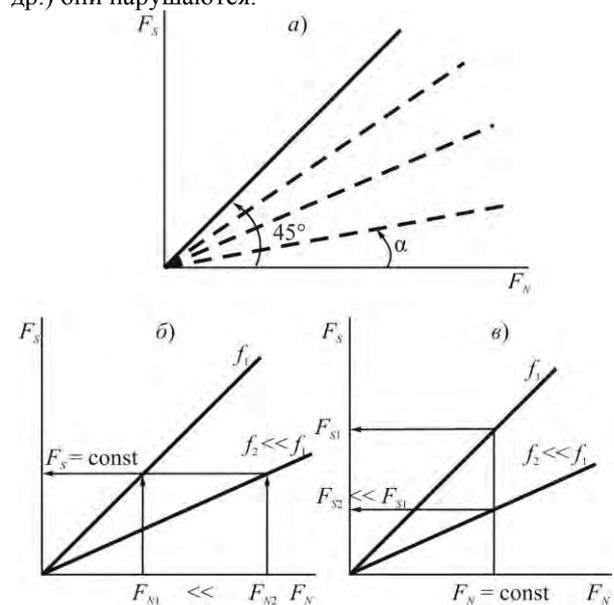


Рис. 1 – К графической иллюстрации закона трения (Амонтона)

На рисунке 1,б и 1,в дополнительно иллюстрируется смысл коэффициента трения в соответствии с законом (1) – путем сравнения двух пар трения, для которых численные значения  $f$  существенно различны ( $f_2 \ll f_1$ ). Если требуется повысить нагрузочную (несущую) способность ( $F_{N2} \gg F_{N1}$ , рисунок 1,б) пары трения при сохранении силы трения неизменной ( $F_S = \operatorname{const}$ ), необходимо обеспечить условия трения (материалы трущихся элементов, смазка и т. д.), в которых соответственно снижается коэффициент трения ( $f_2 \ll f_1$ ). Нетрудно видеть, что это – алгоритм решения задачи об износостойкости массовых компонентов общемашиностроительного примене-

ния – узлов трения. А если, наоборот, требуется повысить силу трения ( $F_{S1} \gg F_{S2}$ , рисунок 1,б) при сохранении контактной нагрузки неизменной ( $F_N = \text{const}$ ), необходимо обеспечить условия трения, в которых соответственно растет коэффициент трения ( $f_1 \gg f_2$ ). Нетрудно видеть, что это – алгоритм решения задачи о выборе материалов для специфических узлов трения – тормозных систем.

Закон трения (1) относят к единичной площади контакта

$$\frac{F_S}{A_0} = f \frac{F_N}{A_0}, \quad (7)$$

где  $A_0$  – номинальная площадь контакта, и тогда он является «удельным»

$$\tau_w = f p_a. \quad (7a)$$

И он, закон (1), записан в форме (7a) для случая, когда номинальное давление  $p_a$  распределено равномерно по этой площади. Из (7a) следует, аналогично (2), что

$$f = \tau_w / p_a = \text{const}, \quad (7б)$$

т. е. коэффициент трения тоже не может зависеть от площади контакта, поскольку он относится к «одной» единице (измерения) этой площади (кстати напомним, что указанная единица может быть как «малой», например, 1 мм<sup>2</sup>, так и «большой», например, 1 м<sup>2</sup>). Заметим, что в (7a) и (7б) введено фрикционное напряжение  $\tau_w = F_S / A_0$ , которое называют и удельной силой трения.

Далее можно было бы аналогично рассмотреть данный вопрос для случаев неравномерного распределения контактного давления (и, следовательно, фрикционных напряжений). В пределе это приводит к представлению о коэффициенте трения в точке – подобно тому, как в механике деформируемого твердого тела рассматривается система нормальных и касательных напряжений в точке.

Представление о коэффициенте трения в точке известно в литературе [1].

В литературе известно много законов (моделей) внешнего трения сформулированных различными учеными в разные периоды. В таблице 1 приведена сводка некоторых из них. Совершенствование закона Амонтона шло в направлении учета многих и разных параметров (1), которые характерны для пар трения.

Таблица 1 – Законы внешнего трения

№ п/п	Автор(ы)	Закон (теория, модель)	Источник
1.	Амонтон	$F_{\text{тр}} = fN$	[4]
2.	Кулон	$F_{\text{тр}} = F_0 + f_1 N$ $T = A + fN$	[7, 4]
3.		$F = \frac{\lambda N}{r}$	[4]
4.	Томлинсон	$f \sim N^{1/3}$	[7, 17]

5.	Дерягин	$F_{\text{тр}} = F_0 + f_1 N$ $f_0 = f_0 \left( 1 + \frac{A_r p_0}{P} \right)$	[7, 18, 5]
6.	Дерягин Б.В. (1934, теоретически); Бриджмен П.У. (1937, экспериментально)	$\tau = \tau_0 + \beta \sigma$ (закон внутреннего трения)	[15]
7.	Алексеев Н. М.	$\tau = \tau_0 + \beta N$	[23, 24]
8.	Епифанов Е.И.	$F = \Theta_0 A + kL$	[33, 23]
9.	Боуден, Тейбор	$f = \tau_{\text{сред}} / HB_{\text{min}}$ $F = [\alpha \tau_M + (1 - \alpha) \tau_L] A$	[19-21]
10.	Rubenstein С.	$F_{\text{тр}} = f N^{2/2+x}$	[25, 26]
11.	Liu J.	$f \approx 20 E_{\text{пл}} / \sigma_T$	[7, 27]
12.	Rigney D.A., Hirth J. P.	$f = \frac{w \tau \epsilon}{N}$	[7, 28]
13.	Suh N. P., Sridharan P.	Усталостная модель сухого трения $f = \begin{cases} Km \sigma_0 \left( \epsilon_0 - \frac{1}{2} \alpha \delta \right), & \delta < x_0, \\ Km \sigma_0 \left( \frac{\epsilon_0 x_0}{\delta} - \frac{\alpha x_0^2}{2\delta} + \right. \\ \left. + \epsilon_1 \delta^{-\beta} \left[ 1 - \left( \frac{x_0}{\delta} \right)^{1-\beta} \right] \frac{1}{1-\beta} \right), & \delta > x_0 \end{cases}$	[7, 29-31]
14.	Suh N. P., Sridharan P.	Усталостная модель трения с учетом смазки $f_{\text{см}} = f_{\text{сух}} + \rho C_p \Delta T_{\text{ал}} \frac{V_{\text{см}}}{NL}$	[7, 29-31]
15.	Tsuya Y.	Работа ПД $W_{\text{пл}} = \int \rho E_{\text{пл}} dV$	[7, 32]
16.	Пожбелко В.И.	$F_S = f_k N' \left\{ 1 + \frac{1}{2} \left[ 1 - \exp(-k_0 t_0) \right] \left[ 1 - \exp\left(-\frac{k_1}{v_H}\right) \right] \right\}$	[16]

**2 Силовая (трибофатическая) система.** Сделанный выше краткий анализ относится только к паре трения. Посмотрим, выполняется ли закон (7a) для случая трения в трибофатической системе. На рисунке 2 представлена её простейшая схема: трение скольжения в системе типа вал / подшипник, для которой характерно одновременное объемное циклическое деформирование (изгибающий момент  $M$ ) одного из её элементов – вала.

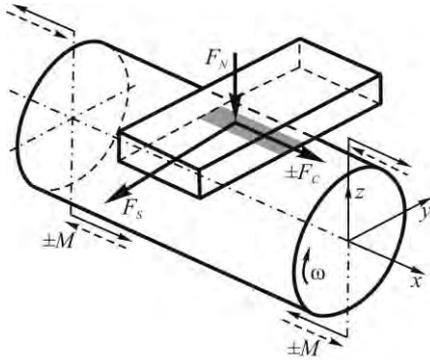


Рис. 2 – Схема нагружения силовой системы типа вал/подшипник скольжения

Согласно закону Амонтона (1) можно указать две характеристики однонаправленного процесса трения скольжения (его отмечает индекс  $S$  в формулах): силу трения (рисунок 3,а)

$$F_S = f_S F_N = \tau_w A_a \quad (8)$$

и коэффициент трения

$$f_S = \frac{F_S}{F_N} = \frac{\tau_w}{p_a} \quad (9)$$

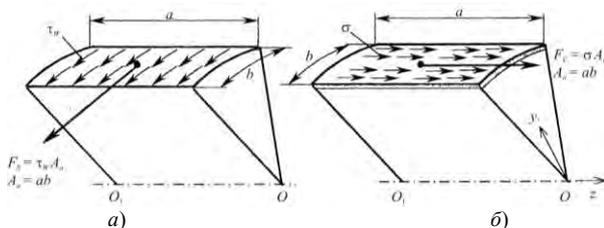


Рис. 3 – К определению однонаправленной («статической») (а) и циклической (б) составляющих силы трения в силовой системе ( $OO_1$  – ось вала)

Если бы скольжения не было, аналогичные характеристики описывали бы трение (проскальзывание) при циклическом деформировании (его отмечает индекс  $C$  в формулах): циклическая сила трения (рисунок 3,б)

$$\pm F_C(t) = f_C(t) F_N = \sigma(t) A_a = M(t) \frac{A_a}{W} \quad (10)$$

и циклический коэффициент трения

$$\pm f_C(t) = \frac{F_C(t)}{F_N} = \frac{\sigma(t) A_a}{F_N} = \frac{M(t) A_a}{F_N W} \quad (11)$$

В отличие от (8) и (9), в (10) и (11) учтено изменение характеристик трения во времени  $t$  и принят во внимание тот факт, что циклические напряжения могут менять знак ( $\pm\sigma$ ), т. е. в зоне трения возникают либо напряжения сжатия ( $-\sigma$ ), либо напряжения растяжения ( $+\sigma$ ), обусловленные повторно-переменной нагрузкой.

Четыре частные характеристики (8)–(11) можно свести к двум относительным комплексным характеристикам трения в силовой системе

$$\pm F_C / F_S = \pm F_{C/S} \quad \text{и} \quad \pm f_C / f_S = \pm f_{C/S},$$

которые, как нетрудно заметить, имеют одинаковое численное значение

$$\pm F_{C/S} = \pm f_{C/S} = \pm \sigma_a / \tau_w = \pm \sigma_a / f_S p_a$$

в случае если циклическое деформирование описывается наибольшим значением переменного напря-

жения – амплитудой  $\sigma_a$ .

Таким образом, хотя трение в силовой системе есть более сложное явление, чем трение при (чистом) скольжении, тем не менее, оно может быть описано единственной характеристикой

$$f_F = \pm \sigma_a / \tau_w = \pm \sigma_a / f_S p_a, \quad (12)$$

которая является комплексным показателем трения в силовой системе; его называют индексом трения в силовой системе [9]. Как видно из (12), индекс трения в силовой системе связан с коэффициентом трения в аналогичной ей паре трения обратной зависимостью

$$f_S = \pm \frac{\sigma_a}{f_F p_a} \quad (12a)$$

При этом между ними принципиальным является следующее различие: если коэффициент трения – всегда величина положительная, то индекс трения может быть положительным либо отрицательным в зависимости от знака циклических напряжений, возбуждаемых в зоне контакта.

Теперь вернёмся к закону (1) в форме (7а) для случая трения скольжения. В простейшей силовой системе (см., например, рисунок 2), на одной и той же площадке контакта  $A_a$  одновременно действуют и фрикционные ( $\tau_w$ ) и циклические ( $\sigma_a$ ) напряжения (рисунок 3). Какой будет форма закона трения в таком случае?

Теоретически показано (см., например, [1, 9, 10]) и экспериментально подтверждено (см., например, [1, 11]), что все характеристики трения зависят от величины внеконтактной нагрузки, если напряжения, ею вызванные, распределены в области контакта. Поэтому ясно, например, что (удельная) сила трения ( $\tau_w$ ) есть функция циклических напряжений ( $\sigma_a$ ) в силовой системе –  $\tau_w(\sigma)$ . Введя обозначение  $\tau_\sigma$  для силы трения в такой системе, имеем

$$\tau_\sigma = \tau_w(\sigma) = \tau_w(\tau_w, \sigma_a) = \tau_w(\sigma_a / \tau_w) \quad (13)$$

Поскольку в общем случае сила трения пропорциональна нагрузке в контакте, функцию (13) следует считать линейной, т. е.

$$\tau_\sigma = \tau_w \pm \mu_p \sigma_a, \quad (14)$$

где параметр

$$0 \leq \mu_p \leq 1,0, \quad (15)$$

а знак ( $\pm$ ) учитывает возможность реализации трения в зоне растяжения или сжатия. Если  $\mu_p = 0$ , то  $\sigma_a$  не влияет на величину  $\tau_\sigma$ . Это возможно в двух ситуациях: 1) в системе отсутствуют циклические напряжения; 2) циклические напряжения возбуждаются, но они не обнаруживаются в области контакта. В обоих этих случаях речь идет об обычной паре трения, для которой всегда  $\mu_p = 0$  (и  $\sigma_a = 0$ ). Если же  $\mu_p = 1$ , то это означает, что  $\tau_w$  и  $\sigma_a$  действуют на одной площадке и сонаправлены. Такой будет ситуация, например, при возвратно-поступательном движении индентора 1 по пла-

стине 2, подвергаемой растяжению-сжатию силой  $\pm Q$  (рисунок 4). Очевидно, это случай наибольшего влияния  $\sigma_a$  на  $\tau_\sigma$  в силовой системе. Во всех промежуточных случаях ( $0 < \mu_p < 1,0$ ) «взаимодействии» между  $\tau_w$  и  $\sigma_a$  (чтобы изменить величину  $\tau_\sigma$ ) тоже окажется промежуточным, при этом рост величины  $\mu_p$  тождествен усиленному указанному взаимодействию. Нетрудно понять, что в случае ортогональной направленности  $\tau_w$  и  $\sigma_a$  (как показано, например, на рисунок 2 и 3), величина  $\mu_p \neq 0$ , так как  $\sigma_a \neq 0$ . И, наконец, поскольку величина  $\sigma_a$  может быть положительной либо отрицательной, она способна, в соответствии с (14), увеличивать либо уменьшать значение  $\tau_\sigma$  (по сравнению с  $\tau_w$ ). Следовательно, измеренная в силовой системе в направлении движения сила трения может оказаться меньше, больше или равной обычной силе трения в паре трения, т. е.

$$\tau_\sigma \geq \tau_w. \quad (16)$$

Соотношение (16) подтверждается и теоретически и экспериментально (см., например, [1, 9, 11]).

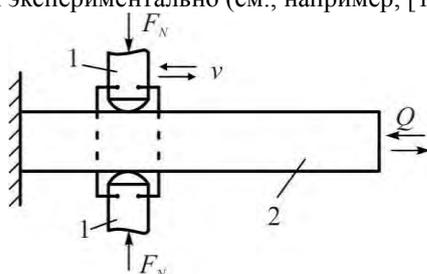


Рис. 4 – Схема силовой системы, в которой  $F_c$  и  $F_s$  сонаправлены

В функцию (14) введем индекс трения в силовой системе (12)

$$\tau_\sigma = \tau_w \left( 1 \pm \mu_p \frac{\sigma_a}{\tau_w} \right) = \tau_w (1 \pm \mu_p f_F). \quad (17)$$

И тогда видно, что величина  $\tau_\sigma$  зависит и от соотношения  $\sigma_a / \tau_w$ , что и отражено в (13). Если разделить обе части формулы (17) на  $p_a$ , получим коэффициент трения в силовой системе

$$f_\sigma = f_s \left( 1 \pm \mu_p \frac{\sigma_a}{\tau_w} \right) = f_s (1 \pm \mu_p f_F). \quad (17a)$$

В общем случае контактное давление в силовой системе  $p_\sigma$  тоже зависит от величины  $\sigma_a$  (см., например, [1]), т. е.

$$p_\sigma = p_\sigma(p_a, \sigma_a), \quad (18)$$

поэтому коэффициент трения в силовой системе

$$f_\sigma = \frac{\tau_\sigma(\tau_w, \sigma_a)}{p_\sigma(p_a, \sigma_a)}. \quad (19)$$

Если, в первом приближении, функцию (18) принять линейной

$$p_\sigma = p_a \pm \chi_p \sigma_a, \quad (20)$$

то (19) с учетом (17) и (20) примет вид

$$f_\sigma = f_s \frac{1 \pm \mu_p f_F}{1 \pm \chi_p (\sigma_a / p_a)}. \quad (21)$$

Анализ (17a) и (21) показывает, что прогнозируется возможность следующего соотношения между коэффициентами трения в силовой системе и соответствующей ей (по характеру движения) паре трения:

$$f_\sigma \geq f_s. \quad (22)$$

Данное соотношение, полученное на основе феноменологического подхода, подтверждается и теоретически и экспериментально.

### 3 Теоретический анализ.

В исследуемом случае (рисунок 2) в зоне взаимодействия образца и контробразца формируется напряженно-деформированное состояние при действии как контактной, так и неконтактной нагрузок. Т.е. напряжения и деформации, вызванные внеконтактной нагрузкой, формируют дополнительные граничные условия на поверхности контакта. Это приводит к существенному изменению характеристик трения [37–40].

Теоретически сила трения в силовой системе  $F_{\sigma/p}$  может рассматриваться как некоторая функция обычной силы трения при скольжении (качении)  $F^{(s)}$ , которая возникает в окружном направлении (объект – пара трения), и внеконтактной составляющей  $F^{(b)}$  силы трения, которая дополнительно возникает вследствие возбуждения неконтактных (циклических) напряжений (деформаций) [37, 40]. В общем случае силу трения в силовой системе представим как векторную сумму составляющих  $F^{(s)}$  и  $F^{(b)}$ :

$$\mathbf{F}_{\sigma/p} = \mathbf{F}^{(s)} + \mathbf{F}^{(b)}, \quad (23)$$

Для определения  $F^{(b)}$  рассмотрим объединенные распределения (зависящие как от контактной, так и внеконтактной нагрузок) нормальных  $p$  и касательных  $q$  контактных усилий на площадке контакта  $S$ .

Их распределение в данном случае имеет следующий общий вид

$$\mathbf{p} = \mathbf{p}[\mathbf{p}_s(F_N, S), \mathbf{p}_b(F_b, S)], \quad (24)$$

$$\mathbf{q} = \mathbf{q}[f^{(s)}, \mathbf{p}(F_N, F_b, S), \mathbf{q}_b(F_b, S)]. \quad (25)$$

где  $F_N$  – контактная нагрузка,  $F_b$  – неконтактная нагрузка,  $p_s, q_s$  и  $p_b, q_b$  – усилия на площадке контакта, вызванные действием контактной (индекс  $s$ ) и внеконтактной (индекс  $b$ ) нагрузками соответственно,  $f^{(s)}$  – коэффициент трения при наличии лишь контактной нагрузки, т.е. в паре трения.

Тогда коэффициент трения в точке  $f^{(*)}$  примет вид

$$f^{(*)} = |\mathbf{q}|/|\mathbf{p}|$$

Выражения (24), (25) в случае выполнения законов Гука и Кулона представимы в виде суперпозиций соответствующих распределений

$$\mathbf{p}(F_N, F_b, S) = \mathbf{p}_c(F_N, S) + \mathbf{p}_b(F_b, S), \quad (26)$$

$$\mathbf{q}(f^{(s)}, F_N, F_b, S) = \mathbf{q}_s(f^{(s)}, F_N, S) + \mathbf{q}_b(f^{(s)}, F_b, S) = \mathbf{e}_s f^{(s)} p(F_N, F_b, S) + \mathbf{q}'_b(F_b, S), \quad (27)$$

где  $\mathbf{e}_s = \mathbf{q}_s / |\mathbf{q}_s|$  – единичный вектор касательного усилия при чистом контакте,  $\mathbf{q}'_b$  – касательные усилия на площадке контакта, вызванные действием внеконтактной нагрузки.

Из (27) можно сделать важное заключение о том, что сила трения в силовой системе в общем случае не параллельна направлению движения.

Процедуры определения  $p_c, q_c$  хорошо известны [41-45]. Распределения  $p_b, q_b$  в выражениях (24), (25) будем определять на основе напряженно-деформированного состояния  $\sigma_{ij}^{(b)}, \varepsilon_{ij}^{(b)}$  ( $i, j = x, y, z$ ), обусловленного внеконтактной нагрузкой  $F_b$ . Пусть начало системы координат находится в центре площадки контакта, а ось  $z$  ей ортогональна и направлена против силы  $F_s$ . Тогда, в случае, если деформации совместны, для контактной площадки (с помощью обобщенного закона Гука) можно сформулировать граничные условия в перемещениях

$$\bar{\mathbf{u}}_b|_S = \mathbf{u}_b \left( \varepsilon_{ij}^{(b)} \Big|_{S(z=0)} \right), \quad (28a)$$

$$\bar{\mathbf{u}}_b|_\Sigma = \mathbf{u}_b \left( \varepsilon_{ij}^{(b)} \Big|_{\Sigma(z=0)} \right). \quad (28b)$$

где  $\Sigma$  – внешность  $S$  в плоскости  $z = 0$ .

На основе (28), решая соответствующие интегральные уравнения теории контактного взаимодействия [41, 42], можно определить

$$p_b = p_b(\bar{\mathbf{u}}_b), \quad (29)$$

$$q_b = q_b(p_b, \bar{\mathbf{u}}_b). \quad (30)$$

Для конкретного напряженно-деформированного состояния  $\sigma_{ij}^{(b)}, \varepsilon_{ij}^{(b)}$  можно, на основе (6) – (28), сформулировать смешанные граничные условия.

В двумерном случае для граничных условий типа (28a), при отсутствии нагрузки вне контактной области, для определения усилий  $p_b, q_b$  можно воспользоваться системой интегральных уравнений, аналогичной системе уравнений для определения чисто контактных усилий [42],

$$\int_{t_1}^{t_2} \frac{q_b(t)}{x-t} dt = -\frac{\pi(1-2\nu)}{2(1-\nu)} p_b(x) - \frac{\pi E}{2(1-\nu^2)} \frac{\partial \bar{u}_x^{(b)}(x)}{\partial x}, \quad (31)$$

$$\int_{t_1}^{t_2} \frac{p_b(t)}{x-t} dt = \frac{\pi(1-2\nu)}{2(1-\nu)} q_b(x) - \frac{\pi E}{2(1-\nu^2)} \frac{\partial \bar{u}_z^{(b)}(x)}{\partial x}. \quad (32)$$

где  $t_1, t_2$  – границы контактной области.

Напряженное состояние рассматриваемой системы, вызванное изгибающей нагрузкой  $F_b$ , в области контакта определяется, в соответствии с формулой (4), главным образом компонентой  $\sigma_{yy}^{(b)}$ . Поскольку для рассматриваемого напряженного состояния выполняется условие (8), то граничные условия в области контакта будем формулировать в виде перемещений (28).

Выражения (6) – (8) описывают деформации и перемещения лишь в одном направлении. Запишем теперь выражения для всех ненулевых деформаций, вызванных на площадке контакта изгибающей внеконтактной нагрузкой  $F_b$ ,

$$\varepsilon_{yy}^{(b)} = \frac{1}{E} \sigma_{yy}^{(b)}, \quad (33)$$

$$\varepsilon_{zz}^{(b)} = \varepsilon_{xx}^{(b)} = -\frac{\nu}{E} \sigma_{yy}^{(b)}, \quad (34)$$

$$\varepsilon_{xy}^{(b)} = \varepsilon_{xz}^{(b)} = \varepsilon_{yz}^{(b)} = 0. \quad (35)$$

где  $E$  – модуль Юнга,  $\nu$  – коэффициент Пуассона.

Перемещения точек области контакта, соответствующие деформированному состоянию (14) – (15) будут

$$\bar{u}_i^{(b)} = \int \varepsilon_{ii}^{(b)} di \Big|_{z=0} \quad (i = x, y, z). \quad (36)$$

Таким образом, в результате действия внеконтактной нагрузки  $F_b$  в области контакта появляются нормальные  $\bar{u}_z^{(b)}$  и касательные  $\bar{u}_x^{(b)}, \bar{u}_y^{(b)}$  к площадке контакта перемещения.

Из (36) видно, что в области контакта суммарные перемещения не равны чисто контактным:

$$\bar{\mathbf{u}} = \bar{\mathbf{u}}^{(s)} + \bar{\mathbf{u}}^{(b)} \neq \bar{\mathbf{u}}^{(s)}. \quad (37)$$

Для придания конкретного вида выражениям (17) рассмотрим соотношение (2) в виде

$$\sigma_{yy}^{(b)} = \frac{F_b(y-l)}{4(1+\nu)I} (R_2 + z), \quad (38)$$

где  $I = \frac{\pi R_2^4}{64}$ ,  $R_2$  – радиус вала,  $l = l_1 - l_2$ ,  $l_1$  – длина вала,  $l_2$  – расстояние от точки закрепления вала до начала координат.

Из соотношения (19) видно, что если  $-l_1 \leq y < l_2$  и  $F_b$  сонаправлена с контактной нагрузкой  $F_N$  (т.е.  $F_b < 0$ ), то в области контакта имеют место растягивающие напряжения  $\sigma_{yy}^{(b)}$ .

Тогда перемещения (36), обусловленные изгибающей нагрузкой, примут вид

$$u_x^{(b)} = \int \varepsilon_{xx}^{(b)} dx = -\frac{\nu F_b(y-l)}{4E(1+\nu)I} (R_2 + z)x + C_x, \quad (39)$$

$$u_y^{(b)} = \int \varepsilon_{yy}^{(b)} dy = \frac{F_b(y-l)}{8E(1+\nu)I} (R_2 + z)y + C_y, \quad (40)$$

$$u_z^{(b)} = \int \varepsilon_{zz}^{(b)} dz = -\frac{\nu F_b(y-l)}{8E(1+\nu)I} (2R_2 + z)z + C_z. \quad (41)$$

Функции  $C_i$  в (39)-(41) определим из следующих соотношений

$$u_x^{(b)} \Big|_{x=0} = 0, \quad u_y^{(b)} \Big|_{y=-l_2} = 0, \quad u_z^{(b)} \Big|_{z=-R_2} = w, \quad (42)$$

где  $w$  – перемещения нейтральной оси ( $z = -R_2$ ), определяемые из уравнения изогнутой оси вала.

Поскольку область контакта перемещается вместе с валом при его изгибе, то в локальной системе координат, связанной с областью контакта,  $w = 0$  и, таким образом, коэффициенты  $C_i$  будут

$$C_x = 0, \quad C_y = \frac{F_b(l_2 - 2l_1)}{8E(1+\nu)I}(R_2 + z)l_2, \quad (43)$$

$$C_z = -\frac{\nu F_b(y-l)}{8E(1+\nu)I}R_2^2.$$

Тогда перемещения (39)-(41) на поверхности контакта ( $z = 0$ ) примут вид

$$\bar{u}_x^{(b)} = -\frac{\nu F_b(y-l)}{4E(1+\nu)I}R_2x, \quad (44)$$

$$\bar{u}_y^{(b)} = \frac{F_b R_2}{8E(1+\nu)I} [y(y-2l) + l_2(l_2 - 2l_1)], \quad (45)$$

$$\bar{u}_z^{(b)} = -\frac{\nu F_b(y-l)}{8E(1+\nu)I}R_2^2. \quad (46)$$

Приступим теперь к определению распределений контактных усилий  $p_b, q_b$  приложенных к ролику. Будем рассматривать изменение силы трения только в направлении движения. Определять  $p_b$  будем лишь как функцию  $\bar{u}_z^{(b)}$ :

$$p_b = p_b(\bar{u}_z^{(b)}), \quad (47)$$

а  $q_b$ , в соответствии с законом Кулона, будет

$$q_b = f_s p_b(\bar{u}_z^{(b)}). \quad (48)$$

Тогда проекцию силы трения скольжения или качения (23) на направление движения (параллельно оси  $x$ ) на основании (26), (27) можно выразить с помощью единого соотношения

$$F_{\sigma/p} = F^{(s)} + F^{(b)} = \int_S f^{(s)} p(x, y) ds = \int_S f^{(s)} [p_c(x, y) + p_b(x, y)] ds = f^{(s)} (F_N + P_b). \quad (49)$$

Поскольку для ролика  $p_c(x, y) > 0$ , то при  $F_b < 0$  ( $\sigma_{yy}^{(b)} > 0$ )  $p_b(x, y) < 0$  и, следовательно,  $p(x, y) < p_s(x, y)$  и наоборот. Иными словами, в зоне растяжения объединенное контактное давление уменьшается, а в зоне сжатия увеличивается.

Если разделить (49) на  $F_N$  и провести несложные преобразования, то коэффициент трения в силовой системе можно записать в следующем виде

$$f_{\sigma/p} = f^{(s)} + f^{(b)} = f^{(s)} \left[ 1 + k_{\sigma/p} \left( \frac{\sigma_{yy}^{(b)}}{p_0} \right) \right], \quad (50)$$

где  $p_0$  – максимум распределения  $p$ , а  $k_{\sigma/p}$  – функция, зависящая от отношения действующих в области контакта напряжений, вызванных внеконтактной и контактной нагрузками.

Рассмотрим простейший подход к определению контактных усилий для заданных перемещений  $\bar{u}_z^{(b)}$ . Это позволит установить конкретное значение функции  $k_{\sigma/p}$ . Поскольку ролик и вал находятся в условиях несогласованного контакта и, следовательно, размеры контактной области очень малы по сравнению размерами вала, то можно принять предположение о малом изменении вдоль оси  $y$  перемещений в области контакта, т.е. в (46) примем  $y = 0$ .

Представим площадку контакта и полупространство под ней в виде цилиндрического сжимаемого стержня с поперечным сечением в форме площадки контакта. Высоту стержня примем равной  $R_2$ , поскольку в системе координат, связанной с областью контакта,  $u_z^{(b)}|_{z=-R_2} = 0$ . Тогда постоянным на поверхности контакта (стержня) перемещениям  $\bar{u}_z^{(b)}$  можно поставить в соответствие контактную (сжимающую стержень) силу  $P_b^{(1)}$ , которая находится из равенства  $\bar{u}_z^{(b)}$  величине перемещения внешней поверхности стержня:

$$\bar{u}_z^{(b)} = \frac{P_b^{(1)} R_2}{ES} = \frac{p_b^{(1)} R_2}{E}. \quad (51)$$

Из (45) равномерное распределение контактного давления  $p_b$  будет

$$p_b^{(1)} = \frac{P_b^{(1)}}{S} = \frac{E \bar{u}_z^{(b)}}{R_2} = -\frac{\nu \sigma_{yy}^{(b)}|_{z=0}}{2}. \quad (52)$$

Тогда функции  $k_{\sigma/p}$  примет вид

$$k_{\sigma/p}^{(1)} \left( \frac{\sigma_{yy}^{(b)}}{p_0} \right) = \frac{P_b^{(1)}}{F_s} = \frac{3 p_b^{(1)} S}{2 \pi p_0 a^2} = -\frac{3 \nu \sigma_{yy}^{(b)}|_{z=0}}{4 p_0}. \quad (53)$$

Особенности на краях области контакта характерны для решения задачи для граничного условия типа (28a) и, очевидно, должны отсутствовать в решении для полной системы граничных условий (28a) и (28б).

Выполним расчет изменения коэффициента трения качения  $f_\sigma$  в виде (50) при  $f^{(s)} = 0,5$ ;  $\nu = 0,3$ ;  $E = 2,01 \cdot 10^5$  МПа;  $a = 5 \cdot 10^{-4}$  м;  $R_2 = 5 \cdot 10^{-3}$  м (значения напряжений даны в МПа). Функция  $k_{\sigma/p}$ , при указанных значениях параметров, будет  $k_{\sigma/p} = 0,225$ .

Анализ формулы (50) и рисунок 5 показывает, что в силовой системе – при одновременном действии контактной и внеконтактной нагрузки – коэффициент сопротивления качению  $f_\sigma = f_r$  в зоне растяжения уменьшается по сравнению с коэффициентом трения при чистом качении  $f^{(s)}$ , а в зоне сжатия, напротив, увеличивается:

$$f_r(\sigma_{yy} > 0) < f^{(s)}, \quad (54)$$

$$f_r(\sigma_{yy} < 0) > f^{(s)}. \quad (55)$$

Увеличение внеконтактной нагрузки обуславливает отклонение значения трибофатического коэффициента трения качения от значения коэффициента трения при чистом качении (см. рисунок 5).

Из рисунка 6, представляющего поверхность значений коэффициента трения при различных значениях контактной и внеконтактной нагрузок, видно, что наибольшее отклонение коэффициента трения в силовой системе от коэффициента трения в паре трения будет при наибольшем абсолютном значении соотношения  $\sigma_{yy}^{(b)} / p_0$ .

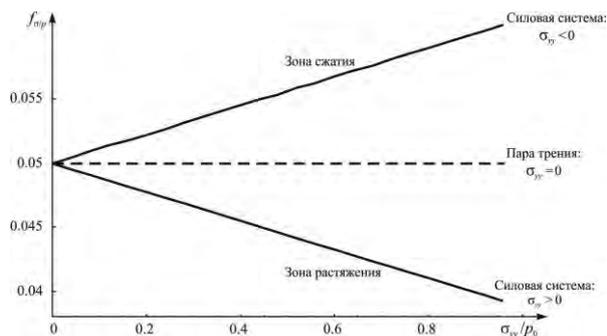


Рис. 5 – Коэффициент трения качения как функция контактной ( $p_0$ ) и внеконтактной ( $\sigma_{yy}$ ) нагрузок при  $k_{\sigma/p} = 0,225$

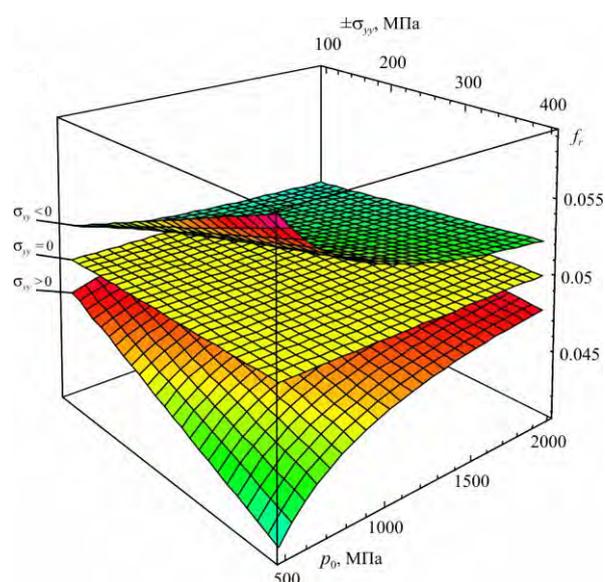


Рисунок 6 – Коэффициент трения качения как функция контактной ( $p_0$ ) и внеконтактной ( $\sigma_{yy}$ ) нагрузок для  $k_{\sigma/p} = 0,225$

#### 4 Экспериментальный анализ.

Указанные закономерности подтверждаются соответствующими экспериментальными результатами (рисунок 7) [11].

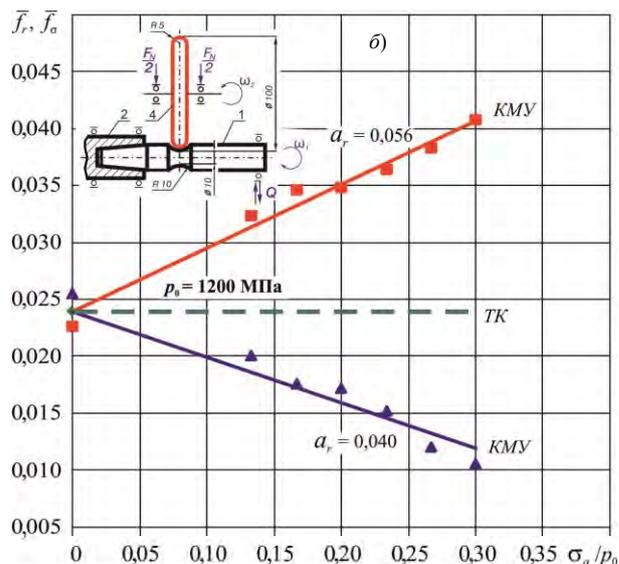
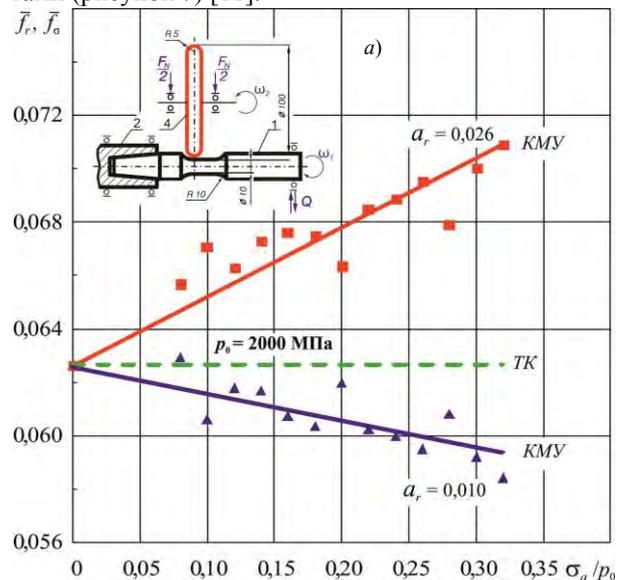


Рис. 7 – Силовая система Ст18ХГТ/Ст18ХГТ (а) и силовая система Ст45/Ст25ХГТ (б): зависимость средних значений параметра трения в силовой системе  $\bar{f}_{\sigma}$  от соотношения  $\sigma_a/p_0$  (пунктиром указано значение коэффициента сопротивления качению  $\bar{f}_r$  в паре трения)

Здесь представлены зависимости осредненных значений коэффициента сопротивления качению  $\bar{f}_{\sigma}$  (при постоянном значении контактных напряжений  $p_0$ ) от параметра  $\sigma_a/p_0$  для трибофатической системы сталь 18ХГТ – сталь 18ХГТ. Каждой точке на графике (рисунок 7, а) соответствуют  $\sim 20$  значений  $f_{\sigma}$  за время испытаний на одной ступени нагружения при  $\sigma_a = \text{const}$ , что обеспечивает достаточную точность получаемых результатов. Анализ показывает, что при реализации трения в зоне растяжения с ростом величины напряжений (переход сверху вниз) происходит снижение среднего значения параметра трения, а при реализации трения в зоне сжатия с ростом величины напряжений (переход сверху вниз) происходит увеличение среднего значения параметра трения. При постоянной величине амплитуды напряжений  $\sigma_a = 200$  МПа средняя величина параметра трения в зоне растяжения на  $\sim 10\%$  меньше аналогичной величины при трении в зоне сжатия, а при  $\sigma_a = 600$  МПа данное расхождение составляет уже  $\sim 20\%$ .

Все графики, представленные на рисунке 7, можно аппроксимировать линейным уравнением одного вида

$$f_{\sigma} = f_r \pm a_r \frac{\sigma_a}{p_0} = f_r \left( 1 \pm \frac{a_r \sigma_a}{f_r p_0} \right) = f_r (1 \pm a_r f_F), \quad (56)$$

где  $a_r$  – параметр взаимодействия, характеризующий угол наклона прямых  $f_{\sigma}(\sigma_a/p_0)$  к оси абсцисс.

Таким образом, уравнение (56) практически аналогично уравнениям (17а) и 50 полученным исходя из других предпосылок.

Результаты сравнения экспериментально установленных и теоретических значений коэффициента сопротивления качению в силовой системе при  $k_{\sigma/p} = 0,225$

и  $\sigma_a / p_0 = 0,3$  представлены в таблице 1.

Таблица 1. Погрешность определения коэффициента сопротивления качению по экспериментальным результатам и теоретических расчетов

Силовая система	$p_0$ , МПа	Параметр взаимодействия, $a_r$		Коэффициент трения в силовой системе $f_\sigma$				Погрешность, %	
		$\sigma > 0$	$\sigma < 0$	результаты эксперимента		расчет по (26)		$\sigma > 0$	$\sigma < 0$
				$\sigma > 0$	$\sigma < 0$	$\sigma > 0$	$\sigma < 0$		
Сталь 18ХГТ / Сталь 18ХГТ	2000	0,010	0,026	0,060	0,070	0,058	0,067	2,06	5,08

Видно, что в данном случае расчетные оценки удовлетворительно соответствуют экспериментальным результатам – как в качественном (закономерности), так и в количественном (численные значения) отношениях.

Аналогичные экспериментальные результаты получены и для других сочетаний материалов. Так на рисунке 7, б показаны результаты испытаний силовой системы сталь 45 – сталь 25ХГТ. Здесь также обнаруживаются полученные выше закономерности.

Таким образом, закон трения для силовой системы обобщается в следующей форме

$$\tau_\sigma = f_\sigma p_\sigma, \quad (57)$$

или

$$\tau_\sigma = f_s \frac{1 \pm \mu_p f_f}{1 \pm \chi_p (\sigma_a / p_a)} p_\sigma. \quad (57a)$$

Хотя формально выражения (7a) и (57a) представляются различными, однако содержательный смысл их оказывается единым: (обобщенная) сила трения пропорциональна (обобщенной же) контактной нагрузке, при этом коэффициент пропорциональности (21) тоже становится обобщенным (он не равен коэффициенту пропорциональности в паре трения: в принципе  $f_\sigma \neq f_s$  (см. также (22)). Таким образом, закон трения в силовой системе гласит: в общем случае сила трения пропорциональна как контактной, так и объемной нагрузке, если последняя возбуждает циклические напряжения ( $\pm \sigma$ ) в области контакта.

Выше не рассматривается задача о выделении адгезионной составляющей силы (либо коэффициента) трения, как это принято обычно делать; такая задача остается за рамками данной статьи. Заметим лишь, что, по-видимому, обе нагрузки (и контактная и циклическая) влияют на состояние адгезии при трении. Подобная задача, конечно же, может быть рассмотрена и на наноуровне; до настоящего времени она, по имеющимся сведениям, не ставилась (см., например, обзор [14]).

### Заключение

1. Сформулирован обобщенный закон трения (57), согласно которому сила трения пропорцио-

нальна как контактной, так и объемной нагрузке, если последняя возбуждает циклические напряжения в области контакта. Записаны его разные формы (17a, (57a)). Проверка этого закона в виде (56) показала, что погрешность теоретического решения составляет порядка 5 % в условиях проведенного эксперимента.

2. Численные значения коэффициента (силы) трения в силовой системе могут быть, в зависимости от условий испытания, больше или меньше аналогичных характеристик в паре трения.

3. Индекс трения (12) обобщенно характеризует трение в силовой системе, и он связан с обычным коэффициентом трения обратной зависимостью.

4. Параметр взаимодействия при трении в силовой системе  $\mu_p$  определяется (обусловлен) как условиями контакта, так и физико-механическими свойствами контактирующих материалов, и принимает численные значения в интервале (0; 1). Граничные значения означают: а)  $\mu_p = 0$  – циклическое нагружение в системе не реализуется; б)  $\mu_p = 1$  – направление движения при трении и при циклическом деформировании совпадают. Чем больше значение  $\mu_p$ , тем сильнее взаимодействие элементов в системе.

1. Сосновский, Л. А. Механика износоусталостного повреждения / Л. А. Сосновский. – Гомель : БелГУТ, 2007. – 434 с.
2. Мышкин, Н. К. Трибология. Принципы и приложения / Н. К. Мышкин, М. И. Петраковец. – Гомель : ИММС НАНБ, 2002. – 304 с.
3. Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 528 с.
4. Крагельский, И. В. Развитие науки о трении. Сухое трение / И. В. Крагельский, В. С. Щедров. – М.: Изд-во академии наук СССР, 1956. – 237 с.
5. Чичинадзе, А. В. Основы трибологии: Учебник / А. В. Чичинадзе [и др.] / под ред. А. В. Чичинадзе. – М.: Машиностроение, 2001. – 663 с.
6. Гаркунов, Д. Н. Триботехника / Д. Н. Гаркунов. – М.: Машиностроение, 1985. – 524 с.
7. Фролов, К. В. Современная трибология: Итоги и перспективы / К. В. Фролов [и др.]. – М.: Машиностроение, 2008. – 480 с.
8. Трибофатика. Термины и определения (Межгосударственный стандарт): ГОСТ 30638-99. – Введ. 01.01.2000. – Минск: Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации; Белорус. гос. ин-т стандартизации и сертификации, 1999. – 17 с.
9. Износоусталостные повреждения и их прогнозирование (трибофатика) / научный редактор Сосновский Л. А. / авт.: Л. А. Сосновский, В. Т. Трощенко, Н. А. Махутов, Гао Ван-Чжэн, А. В. Богданович, С. С. Щербаков. – Гомель, Киев, Москва, Ухань, 2001. – 170 с.
10. Сосновский, Л. А. Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики : курс лекций / Л.А. Сосновский, М.А. Журавков, С.С. Щербаков. Минск : БГУ, 2011. – 487 с.
11. Щербаков, С. С. Механика трибофатических систем / С.С. Щербаков, Л.А. Сосновский. – Минск : БГУ, 2011. – 406 с.
12. Буфеев, В. А. Явление воздействия пространственной системы активных сил на процесс трения. (Явление суперкулонова, или надкулонова внешнего трения) / В. А. Буфеев // Трение и износ. – 1996. – № 1. – С. 50–57.

13. Тюрин, С. А. Сравнительное исследование коэффициентов трения при качении и контактно-механической усталости / С. А. Тюрин, С. С. Щербаков, Л. А. Сосновский // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2005. – Т. 71. – № 2. – С. 48–51.
14. Дедков, Г. В. Нанотрибология: экспериментальные факты и теоретические модели / Г. В. Дедков // Успехи физических наук. – 2000. – Т. 170. – № 6. – С. 585–618.
15. Марков Д.П. Трибология и ее применение на железнодорожном транспорте / Д.П. Марков // Труды ВНИИЖТ. – М.: Интекст, 2007. – 408 с.
16. Пожбелко В.И. Новые аналитические законы и универсальные константы предельного трения и износа трения твердых тел / В.И. Пожбелко // Трение, износ, смазка Т.13, №43, 2010. С. 1 – 9.
17. Tomlinson G. A molecular theory of friction // *Phil. Mag.* 1929. Vol.7. №46. P. 907-939.
18. Дерягин Б. В. Молекулярная теория трения и скольжения // ЖФХ. 1934. Т. 5. №9. С. 1165-1176.
19. Bowden F. P., Tabor D. The friction and lubrication of solids: 2nd ed. Oxford: Clarendon Press, 1954. – 372 p.
20. Bowden F. P., Tabor D. The friction and lubrication of solids. Oxford: Clarendon Press, 1964. Pt.2. – 544 p.
21. Боуден Ф. П., Тейбор Д. Трение и смазка твердых тел. М.: Машиностроение, 1968. – 544 с.
22. Fleischer G. Energetische Methode zur Bestimmung des Verschleißes // *Schmierung-technik.* 1972. B. 4. N. 9. S. 269-274.
23. Алексеев Н. М., Богданов Р. И., Буше Н.А., Мелашенко А. И., Нагорных С. Н., Транковская Г. Р. Новое о структурных особенностях трения твердых тел // Трение и износ. 1988. Т. 9. №6. С. 965-974.
24. Alexeyev N. M. On the motion of material in the border layer in solid state friction // *Wear.* 1990. Vol. 139. P. 33-48.
25. Rubenstein C. General theory of the surface friction of solids // *Proc. Phys. Soc. London.* B. 1956. Vol.69. – P.921-932.
26. Rubenstein C. The coefficient of friction of metals // *Wear.* 1958. Vol. 2. № 2. – P. 85-96.
27. Liu J. Sliding friction of copper // *Mechanisms of solid friction / Ed. by P. J. Bryant, M.Lavik, G.Salomon.* Amsterdam: Elsevier, 1964. P. 163-174.
28. Rigney D.A., Hirth J. P. Plastic deformation and sliding friction of metals // *Wear.* 1979. Vol.53. P. 345-370.
29. Suh N. P., Sridharan P. Relationship between the coefficient of friction and the wear rate of metals // *Wear.* 1975. Vol. 34. № 3. P. 291-299.
30. Suh N. P. The delamination theory of wear // *Wear.* 1973. Vol.25. P. 111-124.
31. Suh N.R. Tribophysics. Englewood Cliffs: Prentice-Hall, 1986. 498 p.
32. Tsuya Y. Microstructures of wear, friction and solid lubrication. Mechanical Engineering Laboratory, Igusa, Saginami-ku, Tokyo, Japan. Techn. Report №81. 1976.
33. Ахматов А.С. Молекулярная физика графического трения / А.С. Ахматов. – М.: Физматгиз, 1963. – 472 с.
34. Мышкин, Н. К. Трибология. Принципы и приложения / Н. К. Мышкин, М. И. Петраковец. – Гомель : ИММС НАНБ, 2002. – 304 с.
35. Крагельский, И. В. Основы расчетов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. – М.: Машиностроение, 1977. – 528 с.
36. ГОСТ 30638-99. Трибофатика. Термины и определения (Межгосударственный стандарт). – Введ. 01.01.2000. – Минск : Межгос. совет по стандартизации, метрологии и сертификации; Белорус. гос. ин-т стандартизации и сертификации, 1999. – 17 с.
37. Сосновский, Л. А. Основы трибофатики / Л. А. Сосновский. – Гомель : БелГУТ, 2003. – Т.1. – 246 с., Т.2. – 234 с.
38. Sosnovskiy, L. A. Tribo-Fatigue. Wear-fatigue damage and its prediction (Foundations of engineering mechanics) / L. A. Sosnovskiy. – Springer, 2005. – 424 p.
39. Сосновский, Л. А. Механика износоусталостного повреждения / Л. А. Сосновский. – Гомель : БелГУТ, 2007. – 434 с.
40. Shcherbakov, S. S. The force and the coefficient of friction in the active / S. S. Shcherbakov // *Proc. of the III International Symposium on Tribo-Fatigue (Beijing, China, October 22-26, 2000).* – Beijing : Hunan University Press, 2000. – P.385-388.
41. Modern tribology handbook / edited by *Bharat Bhushan.* – CRC Press, 2001. – in 2 Vol. – 1690 p.
42. Джонсон, К. Механика контактного взаимодействия / К. Джонсон. – М.: Мир, 1989. – 510 с.
43. Vermeulen, P. J. Contact of non-spherical elastic bodies transmitting tangential forces / P. J. Vermeulen, K. L. Johnson // *Trans. ASME, Ser. E, J. Appl. Mech.,* 1964. – Vol. 31. – P. 338. [Имеется перевод: Вермелен, Джонсон. Контакт несферических упругих тел, передающих касательные силы. – Прикладная механика. Тр. Америк. об-ва инженеров-механиков. – М.: Мир, 1964. – Т. 31. – № 2. – С. 202–204].
44. Ишлинский, А. Ю. Механика: идеи, задачи, приложения / А. Ю. Ишлинский – М.: Наука, 1985. – 624 с.
45. Горячева, И. Г. Механика фрикционного взаимодействия / И. Г. Горячева. – М.: Наука, 2001. – 478 с.
46. Тюрин, С. А. Сравнительное исследование коэффициентов трения при качении и контактно-механической усталости / С. А. Тюрин, С. С. Щербаков, Л. А. Сосновский // Заводская лаборатория. – 2005. – Т. 71. – № 2. – С. 48–51.
47. Сосновский, Л.А. Сравнительное экспериментальное исследование параметров трения в паре трения и силовой системе / Л. А. Сосновский, С. С. Щербаков, В. В. Комиссаров // Трение и износ. – 2012. – Т.33. – № 3. – С.258-264.

## МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ПРИНЦИПЫ РАЗРАБОТКИ ЭНЦИКЛОПЕДИЧЕСКОГО ИЗДАНИЯ ПО ТРИБОФАТИКЕ

Л.А. Сосновский<sup>1</sup>, Ge Shirong<sup>2</sup>, Gao Wanzhen<sup>3</sup>, М.А. Журавков<sup>4</sup>, С.С. Щербаков<sup>4</sup>

<sup>1</sup>ООО «НПО ТРИБОФАТИКА»

<sup>2</sup>China University of Mining and Technology, Xuzhou, China

<sup>3</sup>Wuhan Research Institute of Materials, Wuhan, China

<sup>4</sup>Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь

«Именно в Белоруссии родилась и успешно развивается новая наука – трибофатика, один из наиболее перспективных разделов механики» (К.В. Фролов, [1]) (рис.1). Ее «методологические, теоретические и экспериментальные основания» были разработаны к 1990 г. [2, 3] и отмечены серебряной медалью ВДНХ СССР (Л.А. Сосновский, [3]), а в 1990 г. на первом Всесоюзном заседании ученых и специалистов за круглым столом «Проблемы трибофатики» (Гомель; председатели Н.А. Махутов и Л.А. Сосновский) было признано, что «Трибофатика стала предметом конкретной деятельности для инженеров» (Н.А. Махутов). Интенсивное развитие исследований в новой области знания может быть кратко охарактеризовано следующими данными [4-13 и мн. др.]. К настоящему времени по трибофатике опубликовано более 800 научных работ, в том числе 25 монографий, проведено 6 Международных симпозиумов по трибофатике в 4-х странах (Гомель – 1993, Москва – 1996, Пекин – 2000, Тернополь – 2002, Иркутск – 2005, Минск – 2010), на которых исследования 120 ученых многих стран отмечены Почетным дипломом «За вклад в развитие трибофатики»; 25 ученых нескольких стран награждены Почетным юбилейным знаком «ТРИБОФАТИКА-25» за особый вклад в организацию Международных симпозиумов и проведение НИОКР на протяжении более 10 лет.

Специалисты и ученые по трибофатике выступили с научными докладами более чем на 120 Международных научных конференциях, коллоквиумах, симпозиумах, конгрессах, которые состоялись почти в 50 городах мира, в том числе в Москве, Пекине, Минске, Киеве, Вашингтоне, Лондоне, Оттаве, Киото, Штутгарте, Турине, Кракове и мн.др. Некоторые основные результаты (в тезисном изложении): разработаны методологические, теоретические и экспериментальные основания трибофатики – нового раздела механики; сформулированы начала механотермодинамики – новой физической дисциплины, и дан их анализ; предложена обобщенная теория эволюции сложных динамических систем с элементами разума; разработана фундаментальная концепция  $L$ -риска и  $S_p$ -безопасности и показана их органическая связь с золотыми пропорциями; на базе диалектических представлений создана концепция трибофатической жизни как особого способа накопления повреждений в живых и разумных организмах; положено начало развитию количествен-

ных методов в диалектике; сформулирована обобщенная теория  $\Lambda$ -взаимодействий необратимых повреждений (эффективных энергий), которая знаменует переход от анализа факторов к феноменализму в механике; сформулированы основы теории запредельных состояний систем, для которых введено представление о вероятности достоверных событий, изменяющихся в диапазоне  $(1; \infty)$ ; открыто неизвестное ранее явление троппи; обоснован и сформулирован обобщенный закон трения в силовых (трибофатических) системах; предложена феноменологическая модель перехода от деформационных (макроуровень) к молекулярным (наноуровень) механизмам трения и др. Получен ряд новых результатов в механике усталостного повреждения и разрушения, трибологии, механике деформируемого твердого тела, теории упругости, механике контактного взаимодействия и др. [8].

В практическом плане создан новый класс испытательного оборудования – машины серии СИ для комплексных износоусталостных испытаний моделей элементов конструкций, пар трения и силовых (трибофатических) систем, разработаны инновационные технологии испытаний и основы экспериментальной механики таких испытаний [14]; сформирован первоначальный банк данных по характеристикам сопротивления износоусталостному повреждению и разрушению. В интересах нескольких крупных предприятий (ПО «Гомсельмаш», ОАО «Гомельтранснефть Дружба», ОАО «МАЗ» и др.) проведен ряд работ, общий экономический эффект от внедрения которых превышает 10 млн. долларов США [8]. Особое значение имело введение курса по трибофатике в учебные планы нескольких университетов («Основы трибофатики» в БелГУТе для будущих инженеров-механиков, «Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики» в БГУ для будущих механиков-математиков и др.) [15-17 и др.].

После 2010 г. обсуждалось предложение об обобщении полученных данных в виде энциклопедического издания. Решение о создании энциклопедического словаря-справочника «ТРИБОФАТИКА» было принято в 2013 г. Международным координационным Советом по трибофатике. Затем оно было поддержано: в Республике Беларусь (БГУ) и в Китайской Народной Республике (СУМТ).

Его планируется издать в 2015 г. в трех версиях: на русском (председатель редакционного Совета М.А. Журавков), китайском (председатель редакци-

онного Совета Ge Shirong) и английском языках; главным редактором всех трех версий издания утвержден Л.А. Сосновский.

Заметим, что китайская, английская и русская версии энциклопедического словаря-справочника будут оригинальны, поскольку словарные энциклопедические статьи по смежным дисциплинам (трибологии, механике усталостного повреждения и разрушения, материаловедению и др.) будут написаны учеными соответствующих стран. Общими (и одинаковыми) для всех версий будут статьи собственно по трибофатике.

Основные принципы, положенные в разработку нашего издания, таковы.

- Оно содержит краткую сводку современных знаний по механике, физике и статистике усталостного разрушения, трения, изнашивания и смазки, комплексного износусталостного повреждения и разрушения, а также необходимые сведения по смежным научным дисциплинам (прочность материалов и конструкций, материаловедение и др.).

- Оно обладает достоинствами словаря (минимальное время для поиска необходимой информации) и справочника (конкретная информация для удовлетворения практических потребностей).

- Оно включает пять категорий словарных статей. 1) Определения терминов (в том числе с необходимой цифровой информацией). 2) Краткие аналитические обзоры по наиболее актуальным проблемам. 3) Определение и анализ параметров и коэффициентов, применяемых при расчетах. 4) Механические свойства материалов (со сводками их характеристик). 5) Краткие исторические сведения.

В качестве примера реализации эти принципы приведем здесь пять словарных статей – по материаловедению (**Молибден**), по трибологии (**Кривая фрикционной усталости**), по механике усталостного повреждения и разрушения (**Коэффициент чувствительности к концентрации напряжений**), по механике контактного взаимодействия (**Задача Буссинеска**) и по трибофатике (**Сюрпризы трибофатики**) (приложения А, Б, В, Г, Д).

Большое внимание было уделено разработке словника энциклопедического словаря, в котором обобщаются, как указано выше, основные сведения по нескольким научным дисциплинам. Особое значение имеет формулирование терминосистемы по новому разделу механики – трибофатике.

Система основных понятий – фундаментальное ядро всякой науки, любой области деятельности человека. Ибо "понятия – высший продукт мозга, высшего продукта материи" (Ленин). А новая наука становится достоянием мирового сообщества, если основные ее понятия определены на официальных языках международного общения.

Ниже излагаются основные принципы, которыми руководствовались разработчики энциклопедического словаря-справочника.

(1) Как писал Планк, наука находит понятия, с которыми она работает, не готовыми, она впервые их искусственно создает и только постепенно совершенствует. Эту мысль убедительно подтверждает и иллюстрирует первое понятие: ТРИБОФАТИКА (трибос – греч. трение; fatigue – франц. усталость). В литературе можно найти несколько определений этого понятия, но все они, с различных позиций, не были удовлетворительными, хотя по- существу являются и правильными. По нашему мнению, в первом государственном стандарте по трибофатике СТБ 994-95 [18] дано одно из удачных определений этого понятия: "Трибофатика – область деятельности, направленной на установление принципов и методов оценки и повышения надежности силовых систем машин и оборудования в условиях комплексного воздействия повторно-переменных нагрузок и процессов трения в любых его проявлениях" (рис. 1).



Рис. 1. Трибофатика как область деятельности

Во-первых, здесь устанавливается, что трибофатика – не научное направление и даже не наука, как утверждается в литературе, а "область деятельности", что справедливо по самой своей сути. Во-вторых, всякая область деятельности должна иметь ясную цель – она сформулирована в определении ("установление принципов и методов оценки и повышения надежности"). В-третьих, конкретная область деятельности должна иметь свой предмет изучения (исследования) – и он точно указан ("силовые системы машин и оборудования"). И, наконец, в-четвертых, всякая область деятельности должна характеризоваться определенными условиями – и

они конкретно очерчены в стандарте ("в условиях комплексного воздействия повторно-переменных нагрузок и процессов трения в любых его проявлениях"). Повторно-переменной называется "механическая нагрузка, изменяющаяся во времени по любому закону", а под "трением в любых его проявлениях" понимается как внешнее трение при скольжении, качении, фреттинге (проскальзывании), ударе и др., так и внутреннее трение (при нейтронном облучении и т.д.). Отсюда следует, что трибофатика как область деятельности представляется весьма широкой и содержательной (см. рис. 1), а ее предмет изучения – это наиболее сложные и ответственные для современной техники "узлы трения, которые воспринимают и транзитно передают повторно-переменную нагрузку". Их называют "силовыми (или трибофатическими) системами". Долговечность силовых систем лимитируется "износоусталостными повреждениями", которые определяются как "повреждения, обусловленные кинетическим взаимодействием явлений усталости, трения в любых его проявления, изнашивания и (или) эрозии". Закономерности возникновения и развития этих повреждений изучают в процессе "износоусталостных испытаний", которые реализуются на "машинах для износоусталостных испытаний". В межгосударственном стандарте ГОСТ 30638–99 [19] основное понятие трактуется короче: «Трибофатика – наука об износоусталостных повреждениях и разрушении силовых систем машин и оборудования».

(2) Как отмечал Лобачевский, "первые понятия, с которых начинается какая-либо наука, должны быть ясны и приведены к самому меньшему числу. Тогда только они могут служить прочным и достаточным основанием учения".

По-существу, содержание всего словаря-справочника базируется на небольшой группе фундаментальных терминов. Первая ее подгруппа состоит лишь из шести собственных фундаментальных понятий, являющихся общими для данной области деятельности. Вот эти понятия: трибофатика, силовая система, износоусталостное повреждение, прямой эффект ("влияние процессов и условий трения и изнашивания на сопротивление усталости силовой системы"), обратный эффект ("влияние повторно-переменных напряжений [деформаций] на изменение характеристик трения и изнашивания элементов силовой системы"), износоусталостные испытания.

Вторую подгруппу фундаментальных понятий составляют привлеченные термины. Их всего двенадцать. И взяты они из теории надежности механических систем, механики усталостного разрушения, трибологии, механики эрозионного разрушения, т.е. из тех областей знания, которые явились источниками и (в известном смысле) составными частями трибофатики. Вот эти термины: надежность, повреждение, долговечность, нагружение, трение, изнашивание, смазка, усталость, коррозия, фреттинг, эрозия, испытание (заимствованы из ГОСТов 27.002,

23207, 27674, 16504).

(3) В соответствии с определением трибофатики, данным в стандартах, была разработана терминосистема, построенная на иерархическом представлении основных понятий. Если говорить о технических объектах, о которых идет речь, то подсистема основных терминов такова: силовая система – узел трения – образец (тело) – третье тело – контробразец.

Если анализировать воздействия на изучаемые объекты, получаем еще одну подсистему терминов: нагрузка – трение – смазка – напряжение.

Если, наконец, иметь в виду основные повреждающие явления для указанных объектов, то это: изнашивание, усталость, эрозия, коррозия, износоусталостные повреждения.

Детализация этих основных понятий и представляет собой содержание энциклопедического словаря-справочника. Так, понятие "нагружение" конкретизируется в целом ряде терминов: случайное, периодическое, блочное, повторно-переменное, многоступенчатое нагружение и т.д. Затем появляются характеристики нагруженности (цикл напряжений, контактное давление, функция распределения нагрузок и т.д.). А основные понятия "усталость" или "изнашивание" дают жизнь большому семейству производных терминов – малоцикловая усталость, фрикционная усталость, абразивное изнашивание, коррозионно-механическое изнашивание, усталостное изнашивание и мн. др. Далее возникает ряд характеристик указанных повреждений. И такие характеристики имеют широкий спектр возможностей: они описывают либо отдельные свойства материала (например: предел выносливости, предельный износ), либо многие свойства выборки одинаковых образцов (например: кривая усталости, кривая изнашивания), либо даже комплекс свойств узла (например: диаграмма предельных состояний силовой системы). Чтобы экспериментально определить подобные характеристики, необходимы соответствующие машины и методы испытания. А по характерным свойствам классифицируются и материалы: антифрикционные, циклически упрочняющиеся и т.д. Так получается замкнутый круг основных понятий



При составлении словника энциклопедического словаря-справочника приняты во внимание многочисленные литературные источники (книги, журналы, статьи, материалы конференций и др.), а также соответствующие стандарты.

(4) Хотя энциклопедический словарь-справочник естественно включает многочисленные термины, приведенные в нескольких ГОСТах, он не является простой компиляцией нормативных документов. Здесь сформирован ряд групп известных и широко применяемых в научно-технической литературе терминов и сделана по-

пытка дать ясное толкование каждого из них. Ибо "точное логическое определение понятий – главнейшее условие истинного знания" (Сократ).

Речь, конечно, не идет о простом наборе дополнительных или новых терминов. Так, если в ГОСТ 27674 включен термин "коррозионно-механическое изнашивание", но отсутствует общее понятие "коррозия" (или ссылка на него), очевидно, что система терминов в этом ГОСТе не замкнута, в ней имеются огорчительные пробелы. Или если в ГОСТ 23207 введен термин "коэффициент влияния размеров поперечного сечения", характеристик масштабный эффект в сопротивлении усталости, но общее понятие "масштабный эффект" не дано, это означает, что и здесь система понятий не является законченной.

Относительно формирования некоторых самостоятельных групп известных терминов приведем несколько характерных примеров.

Первый пример – группа терминов на основе понятия "фреттинг". В энциклопедическом словаре-справочнике принята "английская" точка зрения, что фреттинг – это действие. Тогда естественными и легко различимыми становятся термины фреттинг-изнашивание, фреттинг-коррозия, фреттинг-усталость и др., которые означают соответствующий результат этого действия, т.е. указывают на преимущественный тип поверхностного повреждения.

Еще пример – группа терминов, связанных с вероятностным представлением характеристик прочности и износостойкости, а также с общим понятием вероятности события. Если, например, в ГОСТ 23207 можно найти всего несколько терминов, относящихся к указанной области, то энциклопедический словарь-справочник содержит целый ряд таких понятий. Среди них – важнейшие характеристики свойств материалов и элементов конструкций: показатели надежности по критериям прочности и износостойкости. Это отражает тот непреложный факт, что статистические методы стали обычным инструментом исследования для современного инженера и научного работника.

А еще пример – группа терминов на основе понятия "сила трения". Если в ГОСТ 27674 содержится лишь 3 термина этой группы, то в энциклопедическом словаре-справочнике их более 10. Подробная детализация этого понятия, несомненно, полезна.

(5) В энциклопедическом словаре-справочнике сделана попытка систематизировать обозначение основных величин, характеристик, показателей, коэффициентов, параметров и критериев, а также их единицы измерения. Чтобы оценить трудность этой проблемы, достаточно сказать, что речь идет о более чем 200 обозначений. Это далеко превышает число букв в трех алфавитах (русский, латинский, греческий). Поэтому широко применяются соответствующие индексы, которые, как правило, несут определенную смысловую нагрузку.

Основной принцип обозначений – сохранить традиционность их использования в научной и технической литературе. Например, символ  $A$  применяется для площади,  $F$  – для силы,  $N$  – для долговечности,  $p$  – для контактного давления,  $\sigma$  и  $\tau$  – для нормальных и касательных напряжений,  $K$  – для различных коэффициентов и т.д. Если в литературе имеются разночтения (а это случается весьма часто), то принимается волевое решение. Так, коэффициент трения в литературе обозначают либо  $f$ , либо  $\nu$ , либо  $\mu$ . В энциклопедическом словаре-справочнике принят символ  $f$ , тогда как  $\nu$  – это частота, а  $\mu$  – обычное обозначение коэффициента Пуассона.

Но если уже принят символ  $f$  для коэффициента трения, то все его «разновидности» имеют такое же обозначение, отличаясь лишь соответствующим индексом:

- молекулярная ( $f_a$ ), механическая ( $f_m$ ), циклическая ( $f_c$ ) составляющие коэффициента трения,
- коэффициент трения качения ( $f_R$ ),
- коэффициент сопротивления качению ( $f_r$ ),
- коэффициент сцепления ( $f_e$ ),
- эффективный коэффициент трения при вибрации ( $f_v$ ),
- коэффициент трения в силовой системе ( $f_\sigma$ ).

(6) В энциклопедическом словаре-справочнике основные статьи иллюстрируются соответствующими рисунками и графиками, что способствует более полному их пониманию.

(7) Разработка словника на основные понятия – вообще дело трудное, ответственное и деликатное.

Огромные трудности состоят в том, чтобы предложить систему действительно основных понятий. Это означает, во-первых, что из всего многообразия терминов, используемых в данной области человеческой деятельности, необходимо выделить наиболее значимые и часто употребляемые. Это означает, во-вторых, что все отобранные термины надо представить в виде взаимосвязанной и непротиворечивой системы с соответствующими перекрестными ссылками.

Немалая ответственность состоит в том, что многочисленные понятия, введенные в энциклопедический словарь-справочник, рекомендуются к широкому применению. Поэтому из словника следует исключить саму возможность неоднозначности толкования того или иного термина – это во-первых. Во-вторых, определения терминов должны быть и лаконичными, и точными, и понятными.

Что касается деликатности, то речь идет, во-первых, о том, что личные претензии и субъективные привязанности разработчиков должны быть принесены в жертву – во имя выяснения истины. И, во-вторых, необходимо проявить наибольшее внимание к мнению специалистов, не принимавших участия в разработке словника. Это, конечно, не означает, что при принятии решения по спорному вопросу «победа» определяется большинством го-

лосов, но это означает, что принятое решение должно быть хорошо мотивированным.

Первый проект этого энциклопедического издания содержит около ~1500 терминов.

### Приложение А

**Молибден** – металл IV группы периодической системы, символ Mo, атомный номер 42, атомная масса 95,94. М. – серебристо-серый Me, с плотностью  $10^2 \text{ Н/м}^3$ ,  $T_{пл} = 2893 \text{ К}$ . В состоянии поставки ( $\sigma_B = 981 \text{ МПа}$ )  $\sigma_{-1} = 410 \text{ МПа}$  и  $m_N \approx 8,03$  в условиях ИП и  $N_B = 10^7$  цикл. *Характеристики СУ* образца монокристалла  $d = 5 \text{ мм}$  при РС с  $f = 36 \text{ Гц}$  и  $N_B = 6 \cdot 10^7$  цикл в зависимости от кристаллографической ориентации приведены в табл. А.1.

Таблица А.1. Характеристики СУ молибдена

Ориентация	$\sigma_{-1}$ , МПа	$N_G$ , цикл	$m_N$
[011]	250	$5 \cdot 10^6$	6,99
[001]	200	$3 \cdot 10^6$	12,6
[111]	350	$10^7$	10,6
<111>	310	...	...
<110>	300	...	...
<100>	260	...	...

Примечание: в словаре-справочнике принята система условных обозначений, в частности: Me – металл, ИП – плоский изгиб, СУ – сопротивление усталости, РС – растяжение-сжатие. Многоточие означает, что найти необходимые данные не удалось.

### Приложение Б

**Кривая фрикционной усталости** – графическая зависимость долговечности  $N_t$  от нагрузочного параметра для пары трения при скольжении. В качестве нагрузочного параметра принимают контактную нагрузку  $F_N$ , либо номинальное контактное давление  $p_a$ , либо фрикционное напряжение  $\tau_w = f_s p_a$ , где  $f_s$  – коэффициент трения при скольжении. Как правило, к.ф.у. строят в полулогарифмических или двойных логарифмических координатах, так что всегда принимают  $\lg N_t$ , поскольку численные значения  $N_t$  обычно изменяются на несколько порядков.

Первые к.ф.у. были построены в 1958 г. (рис.Б.1) в связи с развитием представлений Крагельского (в конце 30-х годов XX века) об усталостном механизме изнашивания. Основные затруднения в построении к.ф.у. состояли в неопределенности понятия о фрикционной долговечности  $n$  – числе циклов до достижения парой трения предельного состояния (ПС). В качестве такового использовали образование мало изменяющегося количества видимых трещин; начальное отделение частиц износа; резкое увеличение глубины внедрения индентора; некоторое уменьшение силы трения и др. Естественно, что подобные (трудно уловимые

и слабо воспроизводимые) критерии затрудняли получение экспериментальных данных – характеристик усталостного изнашивания. В первых опытах такими характеристиками являлись параметры степенного уравнения

$$n = \left( \frac{\sigma_B}{k\tau} \right)^t, \quad (\text{Б.1})$$

которое в двойных логарифмических координатах  $\lg \tau - \lg n$  изображается прямой линией (см. рис. Б.1, а). Экспериментальные значения параметров уравнения (Б.1) для ряда материалов приведены в табл. Б.1.

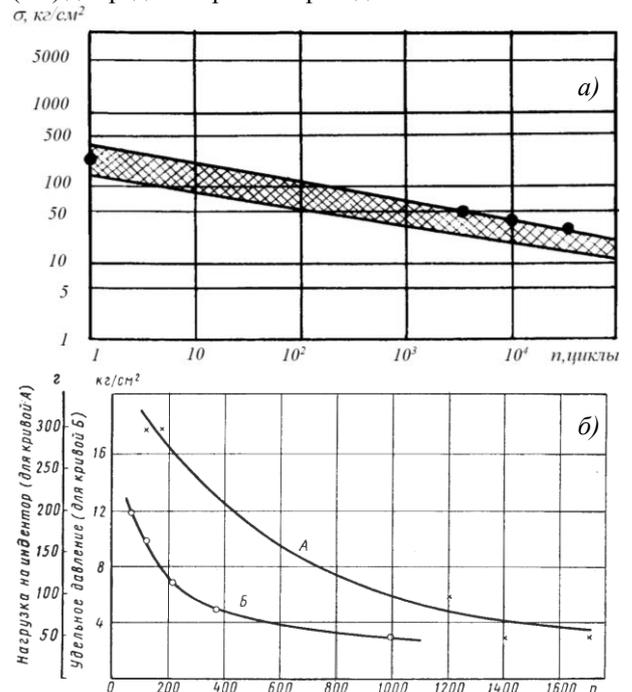


Рис. Б.1. Первые кривые фрикционной усталости: (а) Е.Ф. Непомнящий: резиновый диск, по которому скользит стальной сферический (радиус 0,6 мм) индентор; (б) Г.М. Харач: кадмиевый образец под воздействием сферического (диаметр 2 мм) индентора из стали ШХ – 15 (кривая А); С.Л. Наумова: плоский образец из минералокерамики ЦМ – 332 под воздействием индентора из стали 45 (кривая Б)

Таблица Б.1. Экспериментальные данные по фрикционной усталости. Трение по стали без смазки

Материал	$\sigma_0^{**}$ , МПа	$t$
Полиформальдегид	147	1,3
Поликарбонат	840	2,9
Фторопласт-4	63	5,0
Полиамид	180	2
Поликапролон	700	2–3
Ретинакс ФК-240	1180	2–3
Самосмазывающийся материал АФ-3АМ	28	3–4
Электрографит	250	6,9
Уплотнительная резина на основе бутадиеннитрильного каучука	22	4–8
Протекторная резина на основе бутадиенстирольного каучука*	16	3–4
Чугун ЧНМХ	660	4–5

\* При трении по бетонному покрытию.

\*\* Значение  $\sigma_0$  получено путем экстраполяции кривой фрикционной усталости до значения  $n=1$ ; в некоторых случаях ве-

личина  $\sigma_0$  близка к значению  $\sigma_B$ .

Все это привело к тому, что первые к.ф.у. были построены в ограниченном интервале долговечности (до  $10^5$  циклов).

Ясный, легко измеримый и воспроизводимый критерий ПС при фрикционной усталости предложил Сосновский (1998) – предельный ( $i_{lim}$ ) либо допустимый [ $i$ ] износ для данной пары трения. В связи с этим стало возможным получение так называемой полной к.ф.у., которая строится во всем интервале возможного изменения определяющих параметров ( $F_N$  или  $p_a$ ,  $\tau_w$ ,  $N_\tau$ ).

Схема полной к.ф.у. предложена Сосновским (рис. Б.2). В общем случае она состоит из четырех (I, II, III, IV) характерных участков (областей) и имеет три точки (L, G, K) перелома, координаты которых дают соответствующие критические значения напряжений – пределов фрикционной усталости  $\tau_L$ ,  $\tau_G$ ,  $\tau_K$ ,  $\tau_D$  и долговечности  $N_{L\tau}$ ,  $N_{G\tau}$ ,  $N_{K\tau}$ ,  $N_{D\tau}$  соответственно при квазистатическом (при завершении участка I), малоцикловом (при завершении участка II), многоцикловом (при завершении участка III) и высокорессурсном (при завершении участка IV) фрикционном повреждении.

Основные виды поверхностной повреждаемости при трении схематически даны по Крагельскому (см. рис. Б.2), они иллюстрируют движение (со скоростью  $\vartheta$ ) единичной неровности, внедренной в плоскость. А на рис. Б.3 даны микрофотографии типичного характера повреждения поверхности трения. Микрорезание (I на рис. Б.2 и Б.3) есть квазистатическое разрушение путем сдвига при трении; его легкую форму называют абразивным изнашиванием. Оно наступает при напряжениях  $\tau_w \gg \tau_L$ . В этом случае обычно  $h/r > 0,1$  при трении без смазки и  $h/r > 0,3$  при трении со смазочным материалом ( $h$  – глубина внедрения единичной неровности с радиусом  $r$ ). Числу циклов  $N_\tau = 1$  соответствует предел прочности при сдвиге  $\tau_b$ . Пластическое оттеснение (II на рис. Б.2 и Б.3) происходит при напряжениях  $\tau_L > \tau_w > \tau_K$  (величина  $\tau_K$  близка к значению предела текучести при сдвиге). В этом случае реализуется малоцикловое (упругопластическое) изнашивание, при этом  $h/r < 0,1$  при трении без смазки и  $h/r < 0,3$  при трении со смазочным материалом. В промежуточной зоне (I–II на рис. Б.2 и Б.3) обнаруживается когезионный отрыв материала, который характерен при адгезионном изнашивании. Оно возможно при условии, что градиент сдвигового сопротивления ( $\tau_0$ ) в поверхностном слое будет отрицательным:  $d\tau_0/dh < 0$ . Упругое оттеснение (III на рис. Б.2 и Б.3) имеет место при напряжениях  $\tau_K > \tau_w \gg \tau_G$ . В этом случае наблюдается многоцикловое (квазихрупкое) изнашивание, при этом  $h/r < 0,01$  при трении без смазки и  $h/r < 0,001$  при трении со смазочным материалом. Для области IV (см. рис. Б.2 и Б.3) при напряжениях  $\tau_w < \tau_G$  характерно разрушение пленок (третьего тела), что обуславливает окислительное изнашивание. Его реализация возможна только при

положительном градиенте сдвигового сопротивления в поверхностном слое:  $d\tau_0/dh > 0$ . Таким образом, переход от одного к другому преимущественному виду изнашивания (разрушения при трении) контролируют предельные напряжения  $\tau_L$ ,  $\tau_K$ ,  $\tau_G$ , которым соответствуют долговечности по износу  $N_{L\tau}$ ,  $N_{K\tau}$ ,  $N_{G\tau}$  (см. рис. Б.2).

Термину фрикционная усталость здесь придается общий смысл поверхностного повреждения и разрушения при трении скольжения независимо от его механизмов (см. рис. Б.2 и Б.3) – подобно тому, как термину механическая усталость придается общий смысл объемного повреждения и разрушения при циклическом деформировании независимо от его механизмов, а термину контактная усталость придается общий смысл поверхностного повреждения и разрушения при трении качения независимо от его механизмов.

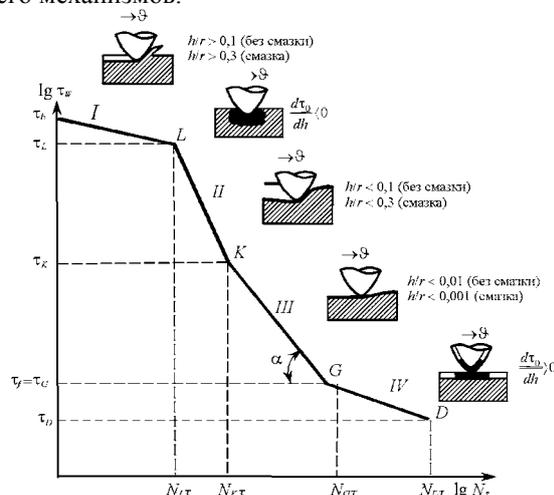


Рис. Б.2. Схема полной кривой фрикционной усталости

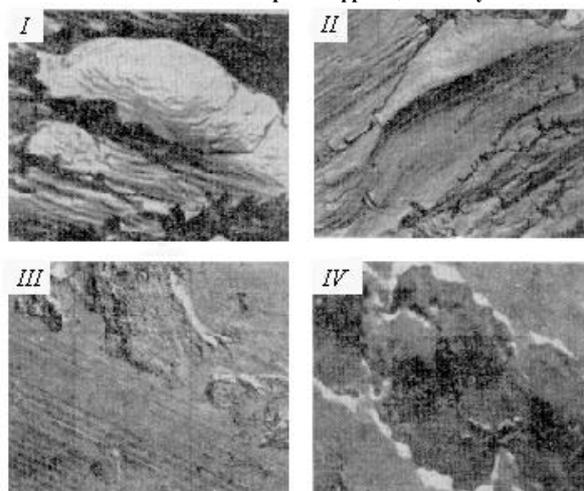


Рис. Б.3. Типичные микрофотографии ( $\times 5000$ ) повреждения и разрушения поверхностей трения (I, II, III и IV соответствуют областям I, II, III и IV на рис. Б.1)

Уравнение любого из участков (I, II, III, IV) полной к.ф.у. (см. рис. Б.2) имеет вид, аналогичный (Б.1)

$$\tau_w^m N_\tau = C_\tau, \quad (Б.1,а)$$

где показатель наклона к.ф.у. к оси абсцисс

$$m_\tau = \text{ctg } \alpha; \quad (\text{Б.2})$$

$C_\tau$  – постоянная. Из (Б.1,а) следует формула для долговечности по износу, например, в многоцикло- вой (III) области

$$N_\tau = C_\tau / \tau_w^m, \quad C_\tau = \tau_f^m N_{G\tau}, \quad (\text{Б.3})$$

согласно которой число циклов до достижения критического или предельного состояния пары трения обратно пропорционально удельной силе трения в степени  $m_\tau$ .

На рис. Б.4 представлена к.ф.у., построенная на базе испытаний  $8 \cdot 10^7$  циклов для пары трения сталь 45/полимер Ф4-ВМ при скольжении. Стальной вал имел диаметр 10 мм и вращался со скоростью  $3000 \text{ мин}^{-1}$ . Полимерный образец представлял собой кубик с размерами  $10 \times 10 \times 10 \text{ мм}^3$ , который в процессе испытаний прижимали к стальному валу контактной нагрузкой  $F_N$ , варьируемой в широких пределах. За предельное состояние полимера принимали величину износа  $i_{lim}=1 \text{ мм}$ . Все испытания вели до достижения полимерным образцом ПС.

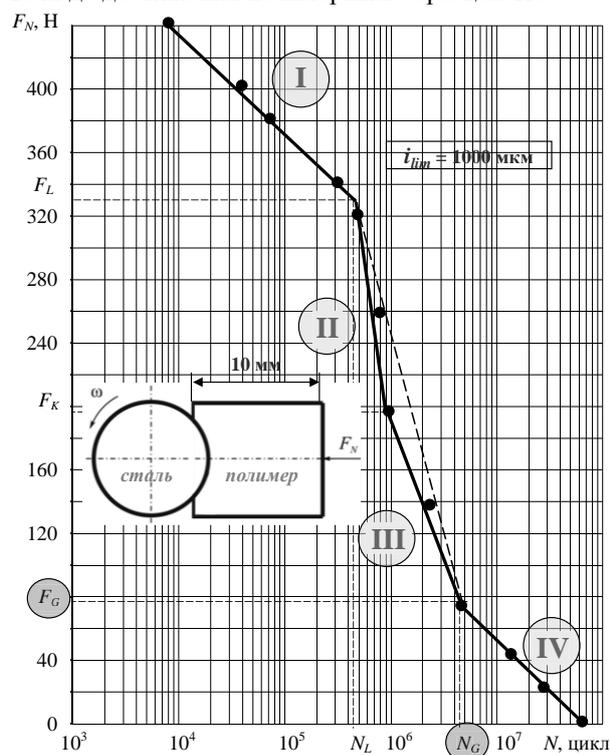


Рис. Б.4. Л.А. Сосновский, А.В. Марченко: первая (почти полная) кривая фрикционной усталости для трибосопряжения сталь 45 / полимер Ф4-ВМ

Всего испытано 12 узлов трения при 12 различных контактных нагрузках в диапазоне от 10 до 440 Н. По результатам испытаний построена к.ф.у. (рис. Б.4) в полулогарифмических координатах: контактная нагрузка  $F_N$ , выраженная в ньютонах, – долговечность по износу  $N_\tau$ , определяемая как логарифм числа циклов нагружения до достижения величины износа  $i_{lim}$ . Эта кривая имеет четыре характерных участка (см. также рис. Б.2): область I

(примерно до  $N_\tau = 4 \cdot 10^5$  циклов), область II (до  $\sim 10^6$  циклов) область III (до  $\sim 5 \cdot 10^6$  циклов), область IV ( $N_\tau > 5 \cdot 10^6$  циклов). Переход от I ко II области обнаруживается при контактной нагрузке  $\sim F_L = 330 \text{ Н}$ , а переход от III к IV области – при  $F_G \approx 80 \text{ Н}$ . Граница между многоцикло- вой и малоцикло- вой усталостью выявлена слабо (при  $F_K \approx 200 \text{ Н}$ ), поэтому участки II и III могут быть аппроксимированы единой пунктирной прямой (II–III).

В табл. Б.1 представлены уравнения характерных участков к.ф.у. с их показателями наклона  $m_F$ , полученные методом наименьших квадратов. Как видно, этот показатель может изменяться более чем в 10 раз. А сами уравнения есть логарифмическая форма (Б.1,а).

Таблица Б.1. Уравнения кривых фрикционной усталости

Участки	Уравнения	Показатель наклона $m_F$	Предел усталости, МПа	Долговечность, цикл
I	$\lg F_N = -0,0763 \lg N + 2,950$	13,11	$F_L = 330$	$N_L = 4,4 \cdot 10^5$
II–III	$\lg F_N = -0,6125 \lg N + 6,037$	1,63	$F_K = 195$	$N_K = 8,2 \cdot 10^6$
IV	$\lg F_N = -0,9528 \lg N + 8,551$	1,05	$F_G = 78$	$N_G = 4,5 \cdot 10^6$

На рис. Б.5 представлены кинетические кривые изменения величины износа во времени при принятых уровнях контактных нагрузок. Нетрудно видеть, что различаются три характерных типа кинетических кривых. Тип I реализуется при больших контактных нагрузках ( $F_N = 380 \dots 440 \text{ Н}$ ) и представляет собой практически прямую линию. Сопоставление с полной к.ф.у. (см. рис. Б.2 и Б.4) показывает, что такой процесс накопления износа во времени характерен для квазистатической области. Тип II–III представляет собой сложную кривую, состоящую из трех (А, Б, В) участков (кривые при  $F_N = 200$  и  $260 \text{ Н}$ ). В этом случае сопоставление с полной к.ф.у. (см. рис. Б.2 и Б.4) свидетельствует, что такой процесс накопления износа во времени характерен для мало- и многоцикло- вой области ( $F_N = 140 \dots 340 \text{ Н}$ ). Наконец, тип IV представляет собой кривую, состоящую из двух участков (Б и В); такого рода кривые характерны для высокоресурсной области ( $F_N = 10 \dots 80 \text{ Н}$ ). Таким образом, закономерности накопления износа во времени при трении скольжения оказываются аналогичными закономерностям накопления остаточной деформации при механической усталости. В высокоресурсной области IV преимущественным является квазиупругое оттеснение материала, которое характеризуется тонким износом (порядка 5 мкм), не сопровождающимся пластическим оттеснением. Это заключение подтверждает участок IV на рис. Б.6: при  $F_N$  до 80 Н величина  $c/c_0 = 1$ ; ( $c$  и  $c_0$  – размер рабочей зоны трущегося образца в направлении движения соответственно до и после испытаний). В мало- и много-

цикловой области II–III основную роль в процессах изнашивания играет пластическое оттеснение ( $1,0 < c/c_0 < 1,15$  при  $80 \leq F_N \leq 340$  Н); при этом, чем больше контактная нагрузка, тем значительнее пластическое оттеснение. Наконец, в квазистатической области I решающую роль в формировании износа играет микрорезание, сопровождающееся выраженными тепловыми повреждениями; здесь ( $c/c_0$  при  $F_N > 340$  Н) пластическое оттеснение тем меньше, чем больше величина  $F_N$ .

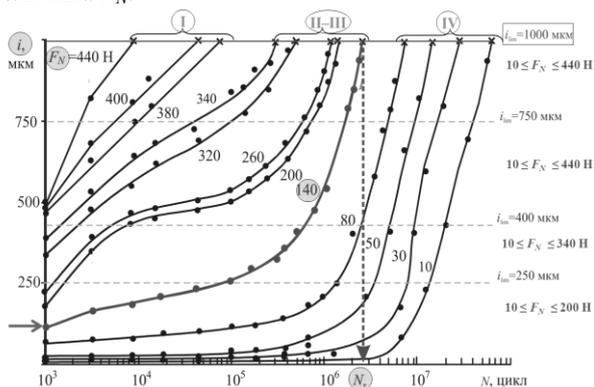


Рис. Б.5. Паспорт работоспособности полимера Ф4-ВМ при трении скольжения по стальному валу

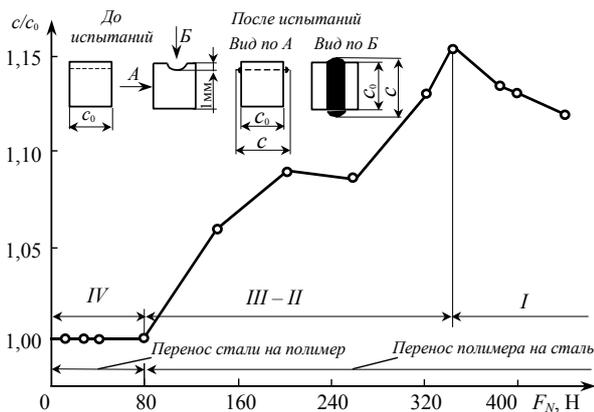


Рис. Б.6. Развитие пластического оттеснения полимера по направлению движения при трении скольжения

При визуальном изучении поверхностей трения было установлено, что в мало- и многоцикловой областях полимер активно намазывается на сталь. А в высокоресурсной области это явление практически не реализуется, наоборот, при небольших увеличениях ясно обнаруживаются вкрапления мелкодисперсных частиц стали в полимер, т. е. имеет место обратный перенос (от твердой стали к относительно мягкому полимеру). При этом шероховатость обеих поверхностей трения существенно увеличивается. По-видимому, в процессе длительного контактного взаимодействия в зоне трения образуются свежие высокодисперсные свободные частицы полимера, которые обладают свойствами *поверхностно-активных веществ*. Это ведет к облегчению и ускорению образования, движения и размножения на стальной поверхности *дислокаций*, ступеньки (экс-

трузии) которых легко обламываются. Затем они шаржируются в относительно мягкий полимер и, следовательно, не все уносятся из контактной зоны. Трение шаржированной металлическими частицами поверхности полимера по стали и ведет к ухудшению шероховатости обеих контактирующих поверхностей.

Рис. Б.4 и Б.5 представляют собой, по существу, исчерпывающую характеристику *служебных свойств* исследованной пары трения для случая, когда  $i_{lim}=1$  мм. Если требуется получить его при  $i_{lim}<1$  мм, на рис.Б.5 проводят соответствующие горизонтальные линии, например,  $i_{lim}=250$  мкм.

На рис. Б.7 представлены к.ф.у. при различных уровнях предельного износа:  $i_{lim} = 250, 400, 750$  и  $1000$  мкм. Как видно, все кривые аналогично имеют три характерных участка, но их переходные координаты, конечно, изменяются.

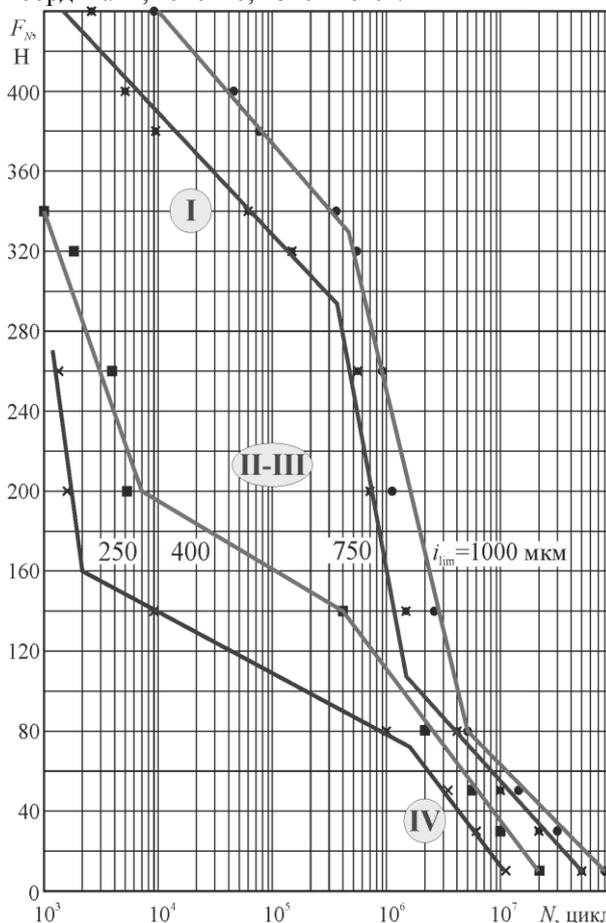


Рис. Б.7. Кривые фрикционной усталости трибосоприжения сталь 45 / полимер Ф4-ВМ при различных уровнях предельного износа

Экспериментальное построение к.ф.у. позволило предложить обоснованную процедуру *расчета* пары трения, аналогичную той, которая принимается при *расчетах на прочность* (механическую усталость).

Пусть, например, на рис. Б.8. воспроизводится участок III к.ф.у. (см. рис.Б.2 и Б.4) с указанием соответствующей базы испытаний (см. точку B ( $N_B, \tau_f(N_B)$ )). Горизонтальная линия  $F_{G(B)}$  на

рис.Б.8 означает, что напряжения  $\tau_w < \tau_f$  при эксплуатации данной пары трения не реализуются.

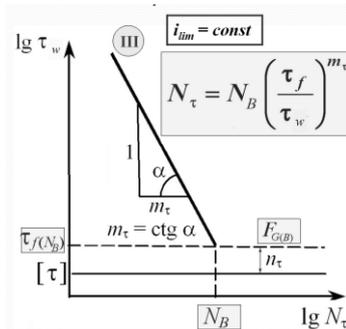


Рис. Б.8. Кривая фрикционной усталости на ограниченной базе

Тогда условие износостойкости для нее будет

$$\tau_w \leq [\tau] = \tau_f / n_\tau,$$

где  $[\tau]$  – допустимое фрикционное напряжение (допускаемая удельная сила трения),  $\tau_f$  – предел фрикционной усталости на принятой базе испытаний,  $n_\tau > 1$  – коэффициент запаса прочности (износостойкости). Оценка фрикционной долговечности изучаемой пары трения может быть выполнена по формуле, приведенной на рис.Б.8, при условии, что действующее фрикционное напряжение  $\tau_w > \tau_f$ .

Примечание: здесь курсивом выделены термины, по которым имеются отдельные статьи в энциклопедическом словаре-справочнике.

- 1. Крагельский И. В. Износ как результат повторной деформации поверхностных слоев // Изв. вузов. Физика. –1958. –№5. –С.119-127. 2. Крагельский И. В. Об усталостной природе износа твердых тел / Вопросы механической усталости. Под ред. С. В. Серенсена. –М.: Машиностроение, 1964. –С.355-369. 3. Махутов Н.А., Сосновский Л.А., Марченко А.В. О построении кривой фрикционной усталости // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. –1998. –№ 12. –С.36-39. 4. Сосновский Л.А., Марченко А.В. Фрикционная усталость полимера при трении по стали // Проблемы прочности. –2001. –№ 1. –С.48-61.

Л.А. Сосновский, Н.А. Махутов

### Приложение В

**Коэффициент чувствительности к концентрации напряжений** – безразмерная величина, определяемая по формулам

$$q_\sigma = \frac{K_\sigma - 1}{\alpha_\sigma - 1}, \quad q_\tau = \frac{K_\tau - 1}{\alpha_\tau - 1},$$

где  $K_\sigma$ ,  $K_\tau$  и  $\alpha_\sigma$ ,  $\alpha_\tau$  – соответственно эффективный и теоретический коэффициенты концентрации напряжений.

Термин включен в ГОСТ 23207. Численные значения  $q_\sigma$  могут изменяться от нуля (для гладкого образца) до единицы (при  $K_\sigma = \alpha_\sigma > 1$ ).

Для расчетной оценки  $q_\sigma$  применяют формулы Нейбера:

$$q_\sigma = 1 / [1 + (a_n / \rho)^{1/2}],$$

Хейвуда:

$$q_\sigma = \frac{1 + \frac{2}{\alpha_\sigma} [1 + (a_x / \rho)^{1/2}]}{1 + \frac{2}{\alpha_\sigma} [a_x / \rho (\alpha_\sigma - 1)]^{1/2}}$$

и Биргера с сотр.:

$$q_\sigma = 1 / [1 + a_b (\alpha_\sigma - 1)].$$

Таблица В.1. Значения постоянных  $a_n$ ,  $a_x$ ,  $a_b$  для различных классов металлов

Класс Ме	$a_n$	$a_x$	$a_b$
Углеродистые стали	0,1...0,5	0,1...0,7	0,01...0,13
Легированные стали	0,1...0,8	0,2...1,1	0,01...0,20
Никелевые деформируемые стали	0,3...1,8	0,5...2,0	0,10...0,40
Жаропрочные литейные стали	0,8...4,0	1,0...6,0	0,20...0,60
Алюминиевые сплавы	0,1...0,5	0,1...0,6	0,05...0,20
Литейные магниевые сплавы	2,0...5,0	3,0...0,6	0,25...0,45

Постоянные материала  $a_n$ ,  $a_x$ ,  $a_b$  определяются экспериментально, их численные значения для различных классов Ме даны в табл.;  $\rho$  – радиус в вершине концентратора напряжений. Приведенные формулы получены для симметричного цикла напряжений, однако в расчетной практике их используют и при асимметричных циклах.

### Приложение Г

**Задача Буссинеска** – одна из задач теории упругости: расчет НДС полупространства при действии на него нормальной к полупространству сосредоточенной силы.

Пусть к поверхности полупространства в начале координат приложена сосредоточенная нормальная нагрузка  $F_N$  (рис. Г.1). Ось  $z$  направлена внутрь тела. В таком случае НДС полупространства, ограниченного плоскостью  $xOy$ , симметрично относительно оси  $z$ . Следовательно, НДС тела в некоторой точке  $A$  с цилиндрическими координатами  $z, r, \varphi$  (рис. Г.1) не зависит от полярного угла  $\varphi$ .

Через начало координат проводится плоскость  $tOz$ , перпендикулярную плоскости  $rOz$  (рис. Г.2). В точке  $A$  плоскости  $rOz$  имеют место следующие компоненты напряжений: нормальное окружное напряжение  $\sigma_t$  в плоскости  $rOz$ , радиальное напряжение  $\sigma_r$  в плоскости, параллельной  $tOz$ , осевое напряжение  $\sigma_z$  в плоскости, параллельной  $rOt$  (т. е. поверхности тела), и касательные напряжения  $\tau_{rz}$  и  $\tau_{zr}$  (равные между собой). Этим касательным напряжениям соответствует угловая деформация (сдвиг) в плоскости  $rOz$ , не нарушающая осевой симметрии НДС.

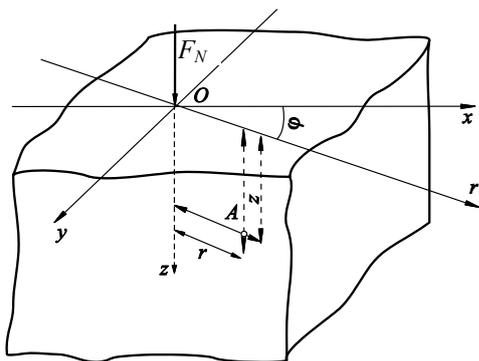


Рис. Г.1. Расчетная схема полупространства, нагруженного сосредоточенной нормальной силой

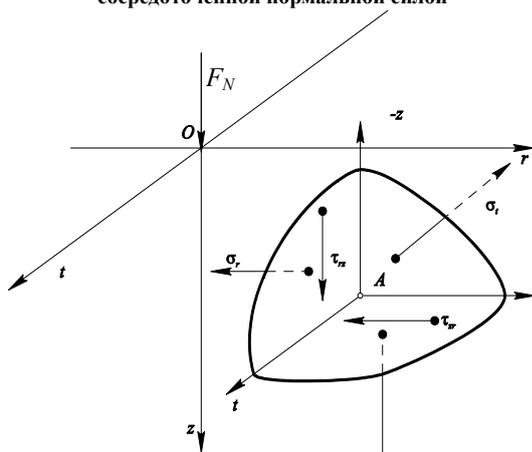


Рис. Г.2. Напряжения, действующие в некоторой точке полупространства

Касательные напряжения  $\tau_{rt} = \tau_{tr}$  и  $\tau_{tz} = \tau_{zt}$  отсутствуют, так как их наличие не согласуется с условиями симметрии НДС рассматриваемого тела относительно оси  $z$ . Следовательно, плоскость  $rOz$  как свободная от касательных напряжений является *главной* плоскостью. Далее касательные напряжения  $\tau_{rz} = \tau_{zr}$  обозначаются через  $\tau$ . Основная решаемая задача – определить все компоненты *тензора напряжений* для любой точки  $A(r, z)$  тела, представив их в функции координат  $z$  и  $r$  этой точки. Помимо этого необходимо также установить величину упругого перемещения точки  $A$ ; чтобы сделать это, составляются уравнения равновесия элемента объема.

В окрестности точки  $A$  выделяется элемент объема, ограниченный двумя плоскостями, проходящими через ось  $z$  и образующими между собой угол  $d\varphi$ , двумя цилиндрическими поверхностями с радиусами  $r$  и  $r+dr$  (оси поверхностей совпадают с осью  $z$ ) и двумя плоскостями, параллельными поверхности тела и расположенными на расстоянии  $dz$  одна от другой (рис. Г.3 и Г.4). При перемещении вдоль оси  $r$  от одной грани элемента к другой радиальное напряжение  $\sigma_r$  получает

приращение  $\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} dr$ , а касательное напряжение  $\tau$  – приращение  $\frac{\partial \tau}{\partial r} dr$ . Аналогично при перемещении вдоль оси  $z$  осевое напряжение  $\sigma_z$  получает приращение  $\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} dz$ .

Благодаря симметрии НДС тела относительно оси  $z$  окружное напряжение  $\sigma_t$  при переходе от одной грани элемента к другой не изменяется.

Условия равновесия выделенного элемента находятся следующим образом.

Сумма проекций всех сил, приложенных к элементу, на вертикальную ось  $z$

$$-\sigma_z r d\varphi dr + \left[ \sigma_z r d\varphi dr + \frac{\partial}{\partial z} (\sigma_z r d\varphi dr) dz \right] -$$

$$-\tau r d\varphi dz + \left[ \tau r d\varphi dz + \frac{\partial}{\partial r} (\tau r d\varphi dz) dz \right] = 0$$

или, после элементарных преобразований,

$$r \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial r} (\tau r) = 0. \quad (Г.1)$$

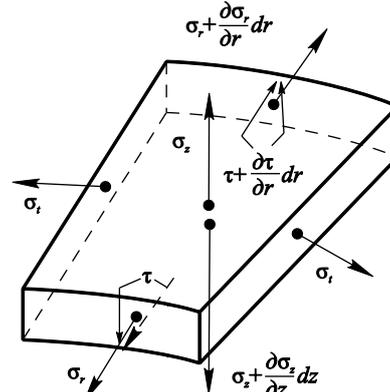


Рис. Г.3. Элемент объема и действующие на его гранях нормальные и касательные напряжения

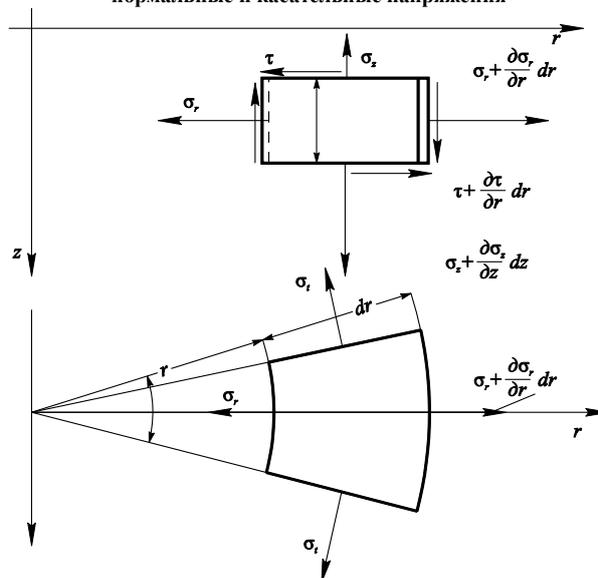


Рис. Г.4. Проекция элемента объема и действующих на его гранях нормальных и касательных напряжений

Сумма проекций всех сил, приложенных к элементу, на горизонтальную ось  $r$

$$\begin{aligned} & -\sigma_r r d\varphi dz + \left[ \sigma_r r d\varphi dz + \frac{\partial}{\partial r}(\sigma_r r d\varphi dz) dr \right] - \\ & -\tau r d\varphi dr + \left[ \tau r d\varphi dr + \frac{\partial}{\partial z}(\tau r d\varphi dr) dz \right] - \\ & -2\sigma_t dr dz \sin \frac{d\varphi}{2} = 0. \end{aligned}$$

Заменяя по малости угла  $\sin \frac{d\varphi}{2}$  его аргументом  $\frac{d\varphi}{2}$ , получают

$$r \frac{\partial \tau}{\partial z} + \frac{\partial}{\partial r}(\sigma_r r) - \sigma_t = 0. \quad (\text{Г.2})$$

Остальные четыре уравнения равновесия рассматриваемого элемента объема удовлетворяются тождественно.

Итак, напряжения  $\sigma_r, \sigma_t, \sigma_z$  и  $\tau$ , рассматриваемые как функции двух переменных  $r$  и  $z$ , должны удовлетворять полученным выше двум дифференциальным уравнениям (Г.1) и (Г.2) в частных производных. Кроме того, напряжения должны удовлетворять следующим *граничным условиям* или условиям на поверхности тела: касательные напряжения  $\tau$  во всех точках плоскости  $z=0$ , ограничивающей рассматриваемое тело, обращаются в нуль; равным образом во всех точках этой плоскости, за исключением точки приложения нагрузки (начало координат), обращается в нуль и осевое напряжение  $\sigma_z$ .

Составленных дифференциальных уравнений (Г.1) и (Г.2) вместе с перечисленными граничными условиями недостаточно для выражения искомых напряжений в функции от  $r$  и  $z$ . Необходимо воспользоваться дополнительными условиями, а именно: находят зависимости между *перемещениями* и *деформациями* применительно к з.Б.

Упругие перемещения рассматриваемой точки  $A$  по направлениям осей  $r, t, z$  обозначаются соответственно через  $u, v, w$ . Из условий осевой симметрии очевидно, что при деформации тела под действием сосредоточенной силы  $F_N$ , нормальной к его поверхности и приложенной в начале координат, перемещение  $v=0$ , т. е. точки, лежащие до деформации в некоторой плоскости, проходящей через ось  $z$ , остаются в этой же плоскости и после деформации. Две других компоненты смещения  $u$  и  $w$  являются функциями координат  $r, z$  точки  $A$ .

Далее рассматриваются два взаимно перпендикулярных линейных элемента  $AB=dr$  и  $AC=dz$ , расположенных в плоскости  $rOz$  (рис. Г.5). При деформации тела точка  $A$  перейдет в положение  $A_1$ , переместившись вдоль оси  $r$  на величину  $u$  и вдоль оси  $z$  на величину  $w$ . Линейные элементы  $AB$  и  $AC$  благодаря деформации тела изменят

свою длину и повернутся на малые углы  $\gamma_1$  и  $\gamma_2$ , т. е. займут положения  $A_1B_2$  и  $A_1C_2$ .

Компоненты перемещений концов  $B$  и  $C$  отрезков  $AB$  и  $AC$  могут быть записаны для точки  $B$  как

$$u + \frac{\partial u}{\partial r} dr \quad \text{и} \quad w + \frac{\partial w}{\partial r} dr,$$

для точки  $C$  как

$$u + \frac{\partial u}{\partial z} dz \quad \text{и} \quad w + \frac{\partial w}{\partial z} dz.$$

Линейные деформации вдоль осей координат  $r$  и  $z$

$$\varepsilon_r = \frac{\partial u}{\partial r} \quad \text{и} \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}.$$

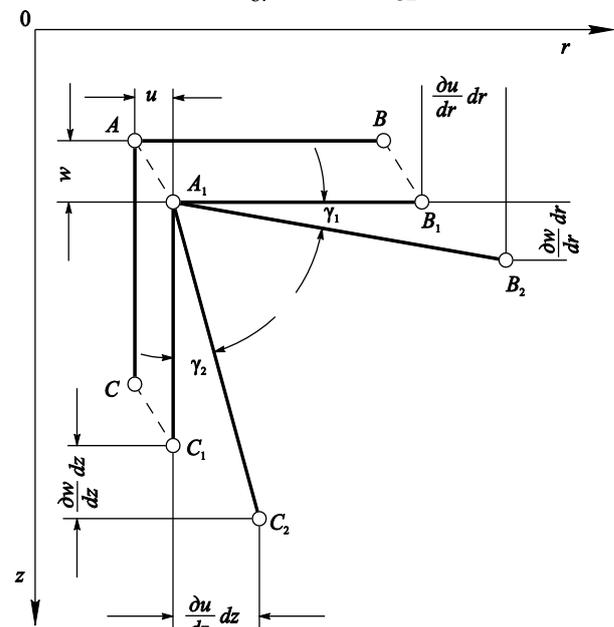


Рис. Г.5. К определению перемещений и деформаций

Линейная деформация в окружном направлении

$$\varepsilon_t = \frac{2\pi(r+u) - 2\pi r}{2\pi r} = \frac{u}{r}.$$

Углы поворота отрезков  $AB$  и  $AC$

$$\gamma_1 = \frac{\partial w}{\partial r} \quad \text{и} \quad \gamma_2 = \frac{\partial u}{\partial z}.$$

Угловая деформация в плоскости  $rOz$ , т. е. изменение величины прямого угла, образованного отрезками  $AB$  и  $AC$  при деформации тела

$$\gamma = \gamma_1 + \gamma_2 = \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z}.$$

Таким образом, величины линейных и угловых деформаций в точке  $A(r, z)$  рассматриваемого тела соответственно равны

$$\begin{aligned} \varepsilon_r &= \frac{\partial u}{\partial r}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \quad \varepsilon_t = \frac{u}{r}, \\ \gamma &= \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z}. \end{aligned} \quad (\text{Г.3})$$

Формулы (Г.3) выражают линейные и угловые деформации через перемещения  $u$  и  $w$ .

Далее устанавливается зависимость между полученными деформациями и напряжениями.

Закон Гука для нормальных напряжений в полярной системе координат имеет следующий вид:

$$\begin{aligned}\varepsilon_r &= \frac{1}{E} [\sigma_r - \mu(\sigma_t + \sigma_z)], \\ \varepsilon_t &= \frac{1}{E} [\sigma_t - \mu(\sigma_r + \sigma_z)], \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} [\sigma_z - \mu(\sigma_t + \sigma_r)].\end{aligned}$$

Решая эту систему трех уравнений относительно напряжений, в явном виде получают:

$$\begin{aligned}\sigma_r &= 2G \left[ \varepsilon_r + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right], \\ \sigma_t &= 2G \left[ \varepsilon_t + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right], \\ \sigma_z &= 2G \left[ \varepsilon_z + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right],\end{aligned}\quad (\text{Г.4})$$

где  $G = \frac{E}{2(1+\mu)}$  – модуль сдвига,  $\theta = \varepsilon_r + \varepsilon_z + \varepsilon_t$  – относительное изменение объема (объемная деформация).

Используя формулы (Г.3), находят

$$\theta = \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r}.\quad (\text{Г.5})$$

Согласно закону Гука при сдвиге

$$\tau = G\gamma.\quad (\text{Г.6})$$

Далее составляются основные дифференциальные уравнения, разрешающие задачу о действии сосредоточенной силы на упругое полупространство, т.е. з.Б.

Используя формулы (Г.3), (Г.4) и (Г.6), определяют нормальные и касательные напряжения через компоненты перемещений  $u$  и  $w$ :

$$\begin{aligned}\sigma_r &= 2G \left[ \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right], \\ \sigma_t &= 2G \left[ \frac{u}{r} + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right], \\ \sigma_z &= 2G \left[ \frac{\partial w}{\partial z} + \frac{\mu}{1-2\mu} \theta \right], \\ \tau &= G \left[ \frac{\partial w}{\partial r} + \frac{\partial u}{\partial z} \right].\end{aligned}\quad (\text{Г.7})$$

Подстановка значений  $\sigma_r$ ,  $\sigma_t$ ,  $\sigma_z$  и  $\tau$  из формул (Г.7) в уравнения равновесия элемента объема (Г.1) и (Г.2) приводит к следующим выражениям:

$$\left. \begin{aligned}\frac{\partial^2 w}{\partial z^2} + \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \left[ \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} \right] + \frac{1}{2(1-\mu)} \left[ \frac{\partial^2 u}{\partial z \partial r} + \frac{1}{r} \frac{\partial u}{\partial z} \right] &= 0, \\ \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{\partial}{\partial r} \left( \frac{u}{r} \right) + \frac{1-2\mu}{2(1-\mu)} \frac{\partial^2 u}{\partial z^2} + \frac{1}{2(1-\mu)} \frac{\partial^2 w}{\partial r \partial z} &= 0.\end{aligned}\right\} (\text{Г.8})$$

Для определения перемещений  $u$  и  $w$  как функций координат  $r$  и  $z$  следует разрешить составленную систему двух дифференциальных уравнений в частных производных. Искомые функции  $u$  и  $w$  должны удовлетворять сформулированным выше условиям для напряжений на поверхности тела.

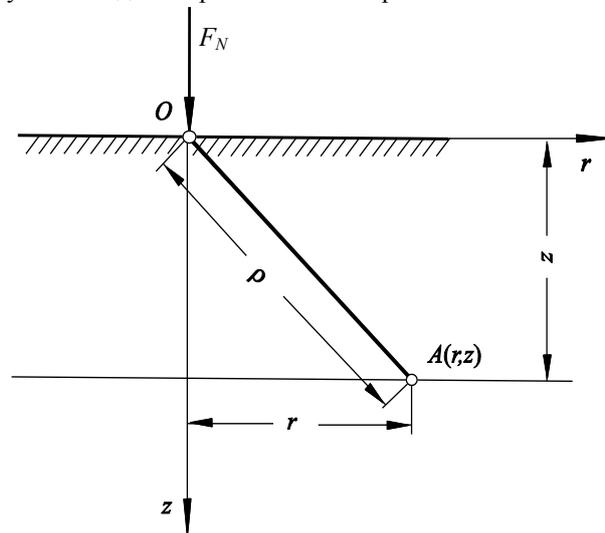


Рис. Г.6. К определению расстояния от начала координат до рассматриваемой точки

Буссинеску принадлежит указание двух частных решений системы уравнений (Г.8), т.е. двух возможных выражений для перемещений  $u$  и  $w$  произвольной точки  $A(r, z)$ . Первое из них

$$\begin{aligned}u &= C_1 \frac{rz}{\rho^3}, \\ w &= C_1 \left[ \frac{z^2}{\rho^3} + (3-4\mu) \frac{1}{\rho} \right]\end{aligned}\quad (\text{Г.9})$$

и второе

$$\begin{aligned}u &= C_2 \frac{r}{\rho(\rho+z)}, \\ w &= C_2 \frac{1}{\rho},\end{aligned}\quad (\text{Г.10})$$

где  $\rho = \sqrt{r^2 + z^2}$  – расстояние от точки  $A$  (рис. Г.6) до начала координат, т.е. до точки приложения сосредоточенной силы,  $C_1$  и  $C_2$  – произвольные постоянные.

Непосредственной подстановкой указанных решений в систему уравнений (Г.8) легко убедиться, что выражения (Г.9) и (Г.10) действительно удовлетворяют уравнениям этой системы. Полное решение может быть представлено как сумма этих решений:

$$\begin{aligned}u &= C_1 \frac{rz}{\rho^3} + C_2 \frac{r}{\rho(\rho+z)}, \\ w &= C_1 \left[ \frac{z^2}{\rho^3} + (3-4\mu) \frac{1}{\rho} \right] + C_2 \frac{1}{\rho}.\end{aligned}\quad (\text{Г.11})$$

Внося значения  $u$  и  $w$  по формулам (Г.11) в выражения для напряжений (Г.8), после ряда элементарных преобразований получают

$$\begin{aligned}\sigma_r &= 2G \left\{ A \left[ (1-2\mu) \frac{z}{\rho^3} - \frac{3zr^2}{\rho^5} \right] + \frac{B}{\rho^2(\rho+z)^2} \left( z^2 - r^2 + \frac{z^3}{\rho} \right) \right\}, \\ \sigma_t &= 2G \left[ A(1-2\mu) \frac{z}{\rho^3} + \frac{B}{\rho(\rho+z)} \right], \\ \sigma_z &= -2G \left\{ A \left[ \frac{3z^3}{\rho^5} + (1-2\mu) \frac{z}{\rho^3} \right] + B \frac{z}{\rho^3} \right\}, \\ \tau &= -2G \left\{ A \left[ \frac{3rz^2}{\rho^5} + (1-2\mu) \frac{r}{\rho^3} \right] + B \frac{r}{\rho^3} \right\}.\end{aligned}\quad (\text{Г.12})$$

Для определения постоянных  $C_1$  и  $C_2$  можно воспользоваться тем, что внутренние силы (осевые напряжения  $\sigma_z$ ), действующие по сечению рассматриваемого тела плоскостью  $z = \text{const}$ , статически эквивалентны внешней силе  $F_N$ .

Выбирается элемент площади сечения  $dF$  в виде кольца с радиусами  $r$  и  $r+dr$  и центром на оси  $z$ , тогда

$$F_N = - \int_0^\infty \sigma_z 2\pi r dr. \quad (\text{Г.13})$$

Подстановка значения  $\sigma_z$  по третьей из формул (Г.12) дает

$$F_N = 4\pi G C_1 \left[ 3z^3 \int_0^\infty \frac{r dr}{\rho^5} + (1-2\mu) z \int_0^\infty \frac{r dr}{\rho^3} \right] + 4\pi G C_2 z \int_0^\infty \frac{r dr}{\rho^3} \quad (\text{Г.14})$$

или после преобразований

$$F_N - 4\pi G [2(1-2\mu)C_1 + C_2] = 0. \quad (\text{Г.15})$$

В качестве второго условия для определения  $C_1$  и  $C_2$  можно воспользоваться тем обстоятельством, что поверхность полупространства свободна от касательных сил, и, следовательно, при  $z=0$  касательное напряжение  $\tau=0$ . Согласно четвертой из формул (Г.12) это дает еще одну зависимость между  $C_1$  и  $C_2$ :

$$(1-2\mu)C_1 + C_2 = 0. \quad (\text{Г.16})$$

Решая совместно уравнения (Г.15) и (Г.16), получают

$$C_1 = \frac{F_N}{4\pi G} \quad \text{и} \quad C_2 = -(1-2\mu) \frac{F_N}{4\pi G}. \quad (\text{Г.17})$$

Подставив найденные в соответствии с (Г.17) значения  $C_1$  и  $C_2$  в формулы (Г.11), приходят к окончательным выражениям для упругих перемещений  $u$  и  $w$  произвольной точки  $A(r, z)$  полупространства:

$$\begin{aligned}u &= \frac{F_N}{4\pi G} \left[ \frac{rz}{\rho^3} - (1-2\mu) \frac{r}{\rho(\rho+z)} \right]; \\ w &= \frac{F_N}{4\pi G} \left[ \frac{2(1-\mu)}{\rho} + \frac{z^2}{\rho^3} \right].\end{aligned}\quad (\text{Г.18})$$

Из (Г.18) следует, что по мере удаления от начала координат  $u$  и  $w$  уменьшаются и на бесконечности обращаются в нуль. В связи с этим

можно представить, что система координат  $r, \varphi, z$  (или  $x, y, z$ ) жестко связана с телом на бесконечности, т. е. что найденные перемещения  $u$  и  $w$  представляют собой перемещения точек тела относительно весьма удаленной от места приложения силы  $F_N$  и, следовательно, недеформированной части полупространства.

Из выражений (Г.18) следует также, что по мере приближения к началу координат перемещения  $u$  и  $w$  возрастают и в начале координат обращаются в бесконечность. Заметим, что в действительности сосредоточенная сила конечной величины никогда не имеет места, так как благодаря деформации соприкасающихся тел первоначально точечное касание этих тел переходит в соприкосновение по некоторой площадке малых, но все же конечных размеров.

Подставляя найденные значения  $C_1$  и  $C_2$  по зависимостям (Г.17) в формулы (Г.12), приходят к окончательным выражениям для напряжений в произвольной точке  $A(r, z)$  полупространства:

радиальное напряжение

$$\sigma_r = \frac{F_N}{2\pi} \left[ \frac{1-2\mu}{\rho(\rho+z)} - \frac{3zr^2}{\rho^5} \right]; \quad (\text{Г.19})$$

окружное напряжение

$$\sigma_t = \frac{F_N}{2\pi} (1-2\mu) \left[ \frac{z}{\rho^3} - \frac{1}{\rho(\rho+z)} \right]; \quad (\text{Г.20})$$

осевое напряжение

$$\sigma_z = - \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{3z^3}{\rho^5}; \quad (\text{Г.21})$$

касательное напряжение

$$\tau = - \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{3rz^2}{\rho^5}. \quad (\text{Г.22})$$

Так как нормальные и касательные напряжения определены с помощью перемещений  $u$  и  $w$ , удовлетворяющих дифференциальным уравнениям (Г.8) задачи, то полученные выражения для напряжений заведомо удовлетворяют условиям равновесия (Г.1) и (Г.2) элемента объема.

Остается рассмотреть, удовлетворяются ли приведенные выше граничные условия для напряжений. Для плоскости, ограничивающей рассматриваемое полупространство, выражения нормальных и касательных напряжений получают из общих формул (Г.19)–(Г.22), полагая в них  $z=0$  и  $\rho=r$ .

Осевое напряжение  $\sigma_z$  и касательное напряжение  $\tau$  обращаются в нуль во всех точках этой плоскости за исключением начала координат.

Радиальное и окружное напряжения для точек этой плоскости

$$\sigma_r = \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{r^2} \quad \text{и} \quad \sigma_t = - \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{r^2}. \quad (\text{Г.23})$$

Таким образом, во всех точках поверхности полупространства имеет место следующая система главных напряжений:

$$\sigma_1 = \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{r^2}; \quad \sigma_2 = 0; \quad \sigma_3 = -\frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{r^2},$$

т. е. двухосное напряженное состояние, получившее название *чистого сдвига*.

Из общих выражений (Г.19)–(Г.22) для нормальных и касательных напряжений легко получить, полагая  $z=0$  и  $\rho=z$ , соответствующие формулы для напряжений в точках оси  $z$ , т. е. линии действия сосредоточенной силы, приложенной к телу:

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{2z^2}, \\ \sigma_t &= \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{2z^2}, \\ \sigma_z &= -\frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{3}{z^2}, \\ \tau &= 0. \end{aligned} \quad (\text{Г.24})$$

Отсюда следует, что для точек оси  $z$  напряжения  $\sigma_r$ ,  $\sigma_t$  и  $\sigma_z$  становятся главными, а площадки их действия – главными площадками.

Величины главных напряжений

$$\sigma_1 = \sigma_2 = \frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{1-2\mu}{2z^2} \quad \text{и} \quad \sigma_3 = -\frac{F_N}{2\pi} \cdot \frac{3}{z^2},$$

т. е. имеет место ТНС.

Из формул (Г.24) также следует, что осевые напряжения  $\sigma_z = \sigma_3$  по абсолютной величине значительно больше радиальных и окружных.

Путем преобразования тензора напряжений (Г.19)–(Г.22) могут быть получены выражения для компонент тензора в декартовой системе координат:

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \frac{F_N}{2\pi} \left\{ \frac{(1-2\mu)}{r^2} \left[ \left(1 - \frac{z}{\rho}\right) \frac{x^2 - y^2}{r^2} + \frac{zy^2}{\rho^3} \right] - \frac{3zx^2}{\rho^5} \right\}, \\ \sigma_{yy} &= \frac{F_N}{2\pi} \left\{ \frac{(1-2\mu)}{r^2} \left[ \left(1 - \frac{z}{\rho}\right) \frac{y^2 - x^2}{r^2} + \frac{zx^2}{\rho^3} \right] - \frac{3zy^2}{\rho^5} \right\}, \\ \sigma_{zz} &= -\frac{3F_N}{2\pi} \frac{z^3}{\rho^5}, \\ \sigma_{xy} &= \frac{F_N}{2\pi} \left\{ \frac{(1-2\mu)}{r^2} \left[ \left(1 - \frac{z}{\rho}\right) \frac{xy}{r^2} - \frac{xyz}{\rho^3} \right] - \frac{3xyz}{\rho^5} \right\}, \\ \sigma_{xz} &= -\frac{3F_N}{2\pi} \frac{xz^2}{\rho^5}, \\ \sigma_{yz} &= -\frac{3F_N}{2\pi} \frac{yz^2}{\rho^5}, \end{aligned} \quad (\text{Г.25})$$

где  $r^2 = x^2 + y^2$ ,  $\rho^2 = x^2 + y^2 + z^2$ .

Таким образом, формулы (Г.25) и представляют собой решение з.б.; оно обнаруживает следующую особенность НДС: в начале координат, т. е. в точке приложения сосредоточенной силы, все напряжения  $\sigma_r$ ,  $\sigma_t$ ,  $\sigma_z$  и  $\tau$  обращаются в бесконечность. Поэтому графики изменения напряжений

строят только по конкретному контуру полупространства. Указанная особенность НДС отсутствует в задаче Герца.

• 1. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости –М.: Наука, 1975. –576. 2. Сосновский Л.А., Журавков М.А., Щербаков С.С. Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики: курс лекций. –Минск: БГУ, 2010. –488 с.

С.С. Щербаков

## Приложение Д

**Сюрпризы трибофатики** – связанные с повреждением и разрушением ТФС явления, ситуации, закономерности, которые нельзя было ожидать, понять или аналитически описать, исходя из традиционных представлений механики деформируемого твердого тела, механики усталостного повреждения и разрушения, трибологии, теории надежности механических систем и других дисциплин.

Разгадка первого сюрприза трибофатики привела к фундаментальному выводу: не влияние факторов, но взаимодействие явлений – вот что происходит в деформируемой силовой системе при комплексном ее нагружении. Это значит, что в механику повреждения и разрушения дополнительно к традиционному анализу факторов пришла принципиально новая методология – феноменоанализ.

Второй сюрприз трибофатики открыл новую (или параллельную) трибологию: в силовых системах все процессы (и, следовательно, характеристики) трения и изнашивания определяются внеконтактной (циклической) нагрузкой примерно в такой же мере, что и нагрузкой контактной; при этом циклические напряжения и, следовательно, усталостные повреждения (от внеконтактной нагрузки) могут не только снижать, но и повышать характеристики износостойкости. Это значит, что открылась возможность осознанно и целенаправленно управлять комплексным износоусталостным повреждением и разрушением наиболее ответственных – силовых систем современных машин и оборудования. А механика контактного взаимодействия дополнена специальным классом задач. Точнее, в теории упругости сформировано новое направление: исследование механического состояния твердых тел в зонах, где одновременно сочетается объемное и локальное (контактное) деформирование; по существу, это теория упругости, освобожденная от принципа Сен-Венана.

Анализ третьего сюрприза трибофатики привел к разработке двух теорий. Во-первых, это теория  $\Lambda$ -взаимодействий эффективных частей энергий, генерируемых нагрузками разной природы, и, следовательно, необратимых повреждений, ими обусловленных. Такое взаимодействие, как выяснилось, определяет развитие процессов упрочнения-разупрочнения, то есть, в конечном счете – долговечность системы. Во-вторых, это теория критических (запредельных) состояний систем, формы которых, как оказалось, чрезвычайно многообразны; они могут соответствовать любой степени повре-

жденности – от разделения объекта на две части до его полного разложения (на атомы, например).

Условные обозначения и нумерация сюрпризов трибофатики	Название	Краткое определение
S1 первый сюрприз	<i>Загадка трибофатики</i>	Неожиданное падение <i>сопротивления усталости</i> стали, обусловленное <i>взаимодействием</i> физико-химических явлений при <i>трении</i> полимера о сталь
S2 второй сюрприз	<i>Обратный эффект</i>	Эффективное управление процессами <i>трения и изнашивания</i> и, следовательно, <i>усталостных повреждений</i> путем возбуждения хотя бы в одном из элементов <i>пары трения</i> циклических напряжений от <i>внеконтактной нагрузки</i>
S3 третий сюрприз	<i>Трибофатическая бомба</i>	(I) Аномально низкое <i>сопротивление разрушению</i> при <i>фреттинг-усталости</i> , обусловленное сильным взаимодействием комплекса слабых повреждений (II) Наступление многообразных <i>запредельных состояний</i> и <i>разложение</i> элементов системы вплоть до распада на атомы, элементарные частицы и др. при безудержном росте нагрузок – механических, термодинамических, коррозионных, химических и др.
S4 четвертый сюрприз	<i>Подарок трибофатики</i>	Аномально высокое сопротивление разрушению при <i>контактно-механической усталости</i> , обусловленное процессами <i>самопроизвольного упрочнения</i>
S5 пятый сюрприз	<i>Троппи</i>	Явление образования <i>нерегулярных остаточных поверхностных волнообразных повреждений</i> в результате нестационарного процесса упругопластического деформирования в зоне <i>контактного взаимодействия</i> при <i>трении качения</i>
S6 шестой сюрприз	<i>Трибофатическая триада</i>	Движение порождает новую <i>информацию</i> в <i>динамической системе</i> , если <i>индекс ее повреждаемости</i> – ненулевой
S7 седьмой сюрприз	<i>Трибофатическая энтропия</i>	Мера необратимого поглощения энергии в <i>опасном</i> объеме движущегося и деформируемого <i>твердого тела</i>
S8 восьмой сюрприз	<i>Трибофатическая жизнь</i>	Жизнь есть особый способ накопления повреждений
S9 девятый сюрприз	<i>Механотермодинамика</i>	Физическая дисциплина, в которой изучаются процессы и закономерности производства <i>внутренней энтропии</i> (поглощения <i>эффективной энергии</i> ) в системе при воздействии комплекса механических, термодинамических, электрохимических и др. нагрузок, а также исследуется (анализируется) <i>закон возрастания энтропии</i> во Вселенной.
S10 десятый сюрприз	<i>Трибофатическая вероятность</i>	Вероятности $1 < P_0 < \infty$ (достоверных) событий, которые характеризуют <i>состояния запредельной (за критической) поврежденности</i> ( $\omega_c > 1$ ) системы
S11 одиннадцатый сюрприз	<i>Обобщенный закон трения</i>	В общем случае <i>сила трения</i> пропорциональна как контактной, так и объемной нагрузке, если последняя возбуждает <i>циклические напряжения</i> в области контакта

Если уровень контактных и циклических напряжений в опасном объеме силовой системы, которая работает в условиях контактно-механической усталости, растет в определенных пределах, то ее долговечность (несущая способность) не уменьшается, как традиционно ожидалось, а, наоборот, увеличивается. Таков четвертый сюрприз трибофатики; были вскрыты механизмы и дано объяснение причин необычного поведения системы в указанных условиях.

*Энергетическая теория предельных состояний силовых систем* оказалась способной удовлетворительно описать и объяснить все изложенные выше сюрпризы, а в прикладном плане дала новую и эффективную процедуру *проектирования силовых систем* по важнейшим *критериям работоспособности*.

Пятый сюрприз трибофатики: троппи – не известное ранее и удивительное явление. Казалось бы, простое качение ролика по валу – но в определенных условиях возникает многомерный комплекс остаточных повреждений: в разных зонах дорожки качения обнаруживаются существенно различающиеся пластические деформации в трех направлениях, что делает ее причудливо волнообразной. Но это не застывшие волны пластичности, ибо волны – регулярны, а *троппи* – принципиальная нерегулярность остаточных волнообразных повреждений, обусловленная нестационарностью движения ролика по валу и *неоднородностью свойств материала* на *пути трения*. Явление изучено экспериментально, разработана механико-математическая *модель троппи*. Реально это явление возникает в процессе движения поездов по рельсам при больших осевых нагрузках. В литературе на английском языке его называют rail corrugation. Экспериментально оно воспроизводится в лабораторных условиях в процессе испытаний на контактно-механическую усталость.

Движение, в определенных условиях, порождает новую информацию, но только в тех случаях, если индекс повреждаемости системы оказывается ненулевым. Информация будет положительной, когда система упрочняется, и отрицательной, когда она разупрочняется. Это и есть шестой сюрприз трибофатики. Получено первое, пусть и простейшее, уравнение, которое служит мостиком между *механикой* и *кибернетикой*; сваи под этот мостик дала трибофатика.

*Термодинамика* изучает *рассеяние энергии* в системах; удобной характеристикой этого процесса является (*термодинамическая*) *энтропия*. Но если принять во внимание, что повреждение – фундаментальное свойство и обязанность любой системы, то нетрудно прийти к представлению о трибофатической энтропии как мере поглощения энергии, расходуемой на генерирование и развитие необратимых повреждений. Таким образом, в соответствии с седьмым сюрпризом трибофатики процессы необратимого повреждения в опасном объеме силовых систем порождают трибофатическую энтропию, производство которой прекращается только с ее ги-

белью.

Теперь совсем естественным представляется следующий шаг: подумать о трибофатике очень своеобразных – биологических систем, в том числе живых и разумных. Так появилась концепция трибофатической жизни как особого способа накопления повреждений – восьмой сюрприз трибофатики. Анализ поля жизни и поля судьбы показал, что на самом деле есть только один верный способ продления жизни – уменьшение скорости накопления повреждений. Плодотворность развиваемой концепции состоит в том, что она открыла путь для разработки численных методов (или количественного анализа) в диалектике.

Девятый сюрприз трибофатики: рождение механотермодинамики, новой физической дисциплины, в рамках которой объединены известные разделы физики – механика и термодинамика, чтобы не спорить, не конкурировать друг с другом, а, при посредничестве трибофатики, по-новому взглянуть на мир и его эволюцию. Первые три начала механотермодинамики формулируются так:

- повреждаемость всего сущего не имеет мыслимых границ;

- потоки эффективной энергии (энтропии), обусловленные источниками разной природы, не аддитивны – они взаимодействуют диалектически;

- развитие процессов множественной повреждаемости возможно и реализуется с некоторой вероятностью  $P > 0$ , когда в системе возникает интегральный опасный объем – конечная область с ненулевым уровнем эффективной энергии (внутренней энтропии) в ней.

Первое начало утверждает, что для эволюции всякой системы неизбежен однонаправленный процесс ее разложения – в частности, на бесконечно большое количество малых составляющих (фрагментов, атомов, элементарных частиц и т.д.). По существу, оно равносильно признанию тезиса о нескончаемости эволюции, если принять во внимание, что продукты распада любой системы становятся строительным материалом для новых систем. Иными словами, наша Вселенная неуничтожима, поскольку она эволюционирует по поврежденности. Такое заключение соответствует философскому представлению о том, что материя и движение вечны, а повреждаемость есть фундаментальное свойство (и обязанность) всех систем, в том числе живых и разумных. Отсюда вытекает следствие: производство внутренней механотермодинамической энтропии так же вечно, как и движение и повреждение; это значит, что энтропия Вселенной возрастает, что отвечает современным физическим представлениям.

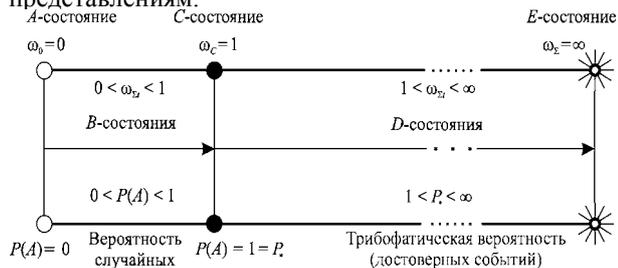


Рис.Д.1. Взаимосвязь повреждений системы с вероятностью

Иллюстрация десятого сюрприза трибофатики дана на рис.Д.1 в зависимости от возможных состояний (A, B, C, D, E) систем по поврежденности ( $0 \leq \omega_s \leq \infty$ ).

Одиннадцатый сюрприз трибофатики представляет собой естественное обобщение известного в трибологии закона трения (Амонтона) на случай трения в ТФС.

- 1. Сосновский Л.А., Щербаков С.С. Сюрпризы трибофатики. –Гомель: БелГУТ, 2005. –192 с. Перевод на англ. язык: Sosnovskiy L.A., Sherbakov S.S. Surprises of Tribo-Fatigue. –Minsk: Magic book, 2009. –200 p. 2. Сосновский Л.А., Журавков М.А., Щербаков С.С. Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики: курс лекций. –Минск: БГУ, 2010. –488 с.

Л.А. Сосновский, С.С. Щербаков

#### Ссылки на использованные источники

1. Слово о трибофатике. Ред.-сост. А. В. Богданович / Авт.: Стражев В.И., Фролов К.В., Высоцкий М.С., и др. –Гомель-Минск- Москва-Киев: Remika, 1996. –132 с.
2. Фролов К. В., Сосновский Л. А., Махутов Н. А., Дроздов Ю. Н. Трибофатика: новые идеи в перспективном направлении. –Гомель: БелИИЖТ, 1990. –7 с.
3. Сосновский Л. А. Трибофатика: проблемы и перспективы. Докл. на темат. выставке АН СССР "Матем. и мех. – нар. хоз.". –Гомель: БелИИЖТ, 1989. –65 с.
4. Трибофатика: библиографический указатель (1985-2005) / Сост: С.А. Тюрин // Мат. V Межд. симп. по трибофатике (ISTF 2005) / Под ред. А.П. Хоменко. –Иркутск-Братск, 2005. –С.69-116.
5. Proc. Of III Intern. Symposium on Tribo-Fatigue (ISTF 2000), Oct. 22-26, 2000, Beijing, China / Ed. by Gao Wanzhen and Li Jian. –Hunan University Press, China, 2000. –653 p.
6. Тр. IV Межд. симп. по трибофатике (ISTF' 2002: 23–27 сент. 2002 г., Тернополь, Украина). Отв. ред. В.Т. Трощенко. –Тернополь: Терноп. гос. техн. ун-т им. И. Пулюя, 2002. –Т. 1. –530 с., –Т. 2. –317 с.
7. Тр. V Межд. симп. по трибофатике (ISTF' 2005: 3-7 окт. 2005 г., Иркутск, Россия). Отв. ред. А.П. Хоменко. –Иркутск: Ирк. гос. вн-т путей сообщ., 2005. –Т. 1. –498 с., –Т. 2. –384 с., –Т. 3. –389 с.
8. Тр. VI Межд. симп. по трибофатике (ISTF 2010), 25 окт. – 1 нояб. 2010 г., Минск (Беларусь) / Редкол.: М.А. Журавков (пред.) [и др]. –Минск: БГУ, 2010. –Т. 1. –840 с., –Т. 2. –724 с.
9. Сосновский Л.А. Механика износоусталостного повреждения. –Гомель: БелГУТ, 2007. –434 с.
10. Щербаков С.С., Сосновский Л.А. Механика трибофатических систем. –Минск: БГУ, 2010. –407 с.
11. Износоусталостные повреждения и их прогнозирование (трибофатика). Науч. ред. Сосновский Л.А. / Авт.: Л.А.Сосновский, В.Т. Трощенко, Н.А. Махутов, и др. – Гомель, Киев, Москва, Ухань, 2001. –170 с.
12. Gao Wanzhen, Li Jian, Li Benhai. An investigation in the mechano-rolling fatigue of a wheel material / Тр. V-го Межд. симп. по трибофатике (ISTF 2005), 3–7 окт. 2005 г., Иркутск (Россия) / Отв. ред. А.П. Хоменко. –Иркутск: Ирк. гос. ун-т путей сообщ., 2005. –Т. 1. –С. 74-84.
13. Махутов Н.А., Сосновский Л.А., Гао Ванчжен. Методологические основы трибофатики // Завод. лаб. Диагн. мат-ов. –2002. – № 6. – С. 29- 41.
14. SI-series machines for wear-fatigue tests. –Минск, 2009. –62 с.
15. Сосновский Л.А. Основы трибофатики. –Гомель: БелГУТ, 2003. –Т.1. –246 с., –Т.2. –234 с. Пер. на англ. яз.: L.A. Sosnovskiy. Tribo-Fatigue (wear-fatigue damage and its prediction). Ser.: Found. of Eng. Mech. –Springer, 2005. –424 p. Пер. на кит. яз.: 摩擦疲劳学 磨损 – 疲劳损伤及其预测. Л.А. 索斯洛夫斯基著, 高万振译 – 中国矿业大学出版社, 2013. –324 p.
16. Сосновский Л.А., Журавков М.А., Щербаков С.С. Фундаментальные и прикладные задачи трибофатики. –Минск: БГУ, 2010. –488 с.
17. Сосновский Л.А., Журавков М.А., Щербаков С.С. Введение в трибофатику. –Минск: БГУ, 2010. –77 с.
18. СТБ 994-95. Трибофатика. Термины и определения (Стандарт Беларуси). –Минск: БЕЛСТАНДАРТ, 1995. –98 с.
19. ГОСТ 30638-99. Трибофатика. Термины и определения (Межгосударственный стандарт). –Минск: Межг. Совет по станд., метр. и серт., 1999. –17 с.

## ТЕХНОЛОГИЯ ИНТЕЛЛЕКТУАЛИЗАЦИИ В ИССЛЕДОВАНИИ МНОГОМЕРНЫХ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫХ ЗАДАЧ ПРОЕКТИРОВАНИЯ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ

И.Н. Статников, Г.И. Фирсов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; firsovgi@mail.ru

Общим для проектирования машин и механизмов является то, что они относительно просто подаются математической формализации как задачи нелинейной (в общем случае) оптимизации: для заданной математической модели требуется подобрать такие значения варьируемых параметров, чтобы они обеспечивали получение экстремальных величин одного или нескольких критериев качества. Значит, приходится иметь дело с задачами многопараметрической и многокритериальной оптимизации.

Среди численных методов поиска оптимальных решений (а именно эти методы в абсолютном большинстве используются для решения практических задач) очевидно не существует универсального, пригодного для решения любой задачи нелинейной оптимизации. Поэтому естественным для разработчиков методов является обращение к вероятностным и статистическим интерпретациям решаемой задачи, в частности, к методу Монте-Карло [1]. Одной из разновидностей этого метода при решении задач проектирования явился ЛПП-поиск, получивший в настоящее время название «метод исследования пространства параметров» [2].

Однако при вероятностном и статистическом подходе к решению задачи проектирования возникает важная проблема: обилие информации требует умения ее преобразовывать в характеристики, зависящих и определяющих одновременно свойства проектируемого объекта, а не только отыскивать экстремумы заданных критериев качества. Одним из путей решения проблемы может стать применение различных эвристических приемов сокращения пространства параметров, в котором происходит поиск наилучших решений. Здесь целесообразно опираться на когнитивное правило, выведенное Полем Фитсом [3,4]: время достижения цели обратно пропорционально ее размеру и дистанции до нее. Если объем исходной области поиска обозначить через  $D$ , а объем области, содержащей предпочтительные решения, как  $S$ , то число вычислительных экспериментов может быть определено по формуле:  $N = a + b \log_2[(D/S) + 1]$ , где  $a$  и  $b$  - некоторые константы.

Одним из методов, объединяющих стохастические модели, свойственные методу Монте-Карло, и планирование вычислительного эксперимента, является разработанный в ИМАШ РАН планируемый ЛПП-поиск (ПЛПП-поиск) [5,6];, который благодаря одновременной реализации в нем идеи дискретного квазиравномерного по вероятности зондирования  $J$  –

мерного пространства варьируемых параметров  $\alpha_j$  ( $j = 1, \dots, J$ ) и методологии планируемого математического эксперимента позволяет, с одной стороны, осуществлять глобальный квазиравномерный просмотр заданной области варьируемых параметров, а, с другой стороны, применить многие формальные оценки из математической статистики. Метод ПЛПП-поиска (планируемого ЛПП-поиска) [7] рекомендуется использовать прежде всего на предварительных этапах анализа и синтеза технического устройства, когда первоначальная подробная аналитическая проработка математической модели, достаточно адекватно описывающей функционирование устройства, практически невозможна (или неэффективна с позиций трудоемкости анализа и интерпретируемости получаемых решений), а также когда полученная информация позволяет принять решение об использовании других методов оптимизации (но значительно эффективнее), или об окончании решения (такое тоже возможно). Разработанный метод является естественным развитием эвристических подходов к моделированию систем и активно разрабатываемых в последние годы эволюционных подходов к моделированию, поскольку в процессе моделирования статистически генерируется некоторое множество моделей, из которых отбираются наиболее подходящих для данной постановки задачи исследования или проектирования.

В данной работе демонстрируется использование ПЛПП-поиска в комбинации с ЛПП-поиском для решения многокритериальной и многопараметрической задачи проектирования сложного технического устройства на примере тягового расчета двухцепного скребкового конвейера из [8]. Авторы [8] стремились (и показали), как важен при тяговом расчете учет дополнительных сопротивлений, возникающих на криволинейном участке конвейера, по сравнению с расчетами конвейера как прямого, что следует из следующих результатов: необходимая мощность двигателя при расчете конвейера как прямого составит 42,5 кВт, в то время как для конвейера с начальным криволинейным участком длиной 166,5 м мощность составит 58 кВт, а при начальном прямолинейном участке длиной 166,5 м мощность достигает значения 70,4 кВт. При этом максимальное натяжение цепи составит 28,7, 39,8 и 59,6 кН соответственно. Иначе говоря, неучет дополнительных сопротивлений на изогнутом участке конвейера может привести к преуменьшению максимального натяжения в цепном контуре более чем на 107.7%

$((59.6 - 28.7) / 28.7) \approx 1.077$ ), а также к преуменьшению потребной мощности двигателя более, чем на 65%  $((70.4 / 42.5) - 1) \approx 0.66$ ). Однако реальные условия залегания подземных пластов, содержащих полезные ископаемые требуют использования конвейеров сложной конфигурации. Естественно, возникает задача рационального подбора такого сочетания (сочетаний) параметров, когда определяемые значения характеристик (критериев) работы конвейера наименьшим образом отклонялись бы от вышеприведенных значений в сопоставимой метрике.

Несколько слов об исследуемом конвейере. В подъемно-транспортном машиностроении широко применяются бесконечные (замкнутые) цепные органы в качестве тяговых (скребковые и пластинчатые конвейеры, элеваторы и др.). Эти органы приводятся в движение приводной звездочкой, на которую крутящий момент поступает от источника (например, электродвигателя). В горнодобывающей промышленности пользуются скребковые конвейеры, в которых груз (чаще всего, сыпучий материал) перемещается по неподвижному желобу волочением при помощи скребков, соединенных с движущейся цепью (тяговым органом). Процесс сплошного волочения основан на том, что сопротивление прохождения скребков сквозь сыпучий материал, помещенный в желоб с гладкими стенками, оказывается больше, чем сопротивление трения перемещаемого материала о дно и стенки желоба.

В данном исследовании для тягового расчета двухцепного скребкового конвейера ставится на вербальном уровне следующая задача: найти такую область варьируемых параметров  $\alpha_j$  ( $j = \overline{1, J}$ , где  $J$  – число варьируемых параметров), которая содержала бы наибольшее (концентрированное) количество (множество) вариантов конвейера, соответствующих минимуму потребной мощности электродвигателя, минимуму максимального натяжения в цепи и минимуму отношения максимального натяжения цепи к минимальному. Выполнение всех указанных условий обеспечивает возможность создания наиболее экономичных и долговечных вариантов рассматриваемого устройства.

Приведем описание процедуры тягового расчета, опираясь на упрощенную кинематическую схему конвейера ([8], рис. 6.8), и формализованную постановку решения задачи.

Задан вектор варьируемых параметров  $\vec{\alpha} = (\alpha_1, \dots, \alpha_6)$ , физический смысл и размерности составляющих которого следующие:  $\alpha_1$  – угол наклона конвейера к горизонту, рад;  $\alpha_2$  – шаг изгиба конвейера, м;  $\alpha_3$  – длина кривой изгиба, м;  $\alpha_4$  – длина прямолинейного участка, м;  $\alpha_5$  – натяжение цепи в точке сбегания для ведущей звездочки с левой стороны (по ходу цепи) конвейера, Н;  $\alpha_6$  – отношение натяжений цепи в точках сбегания ведущих звездочек с левой и правой стороны конвейера соответ-

ственно, и исходная область его допустимых значений (варьирования)  $G_0(\vec{\alpha})$ :

$$0.170 \leq \alpha_1 \leq 0.262; 1.6 \leq \alpha_2 \leq 1.8; 12.5 \leq \alpha_3 \leq 14.5; \\ 0 \leq \alpha_4 \leq 167; 2800 \leq \alpha_5 \leq 3200; 0.95 \leq \alpha_6 \leq 1.05.$$

Задано лишь одно геометрическое ограничение (функциональное): общая длина конвейера (расстояние между осями тяговых и ведомых звездочек)  $\leq 180$  м. Сформулированы три критерия качества:  $\Phi_1(\vec{\alpha})$  – мощность двигателя (кВт), определяемая по формуле (6.31) из работы [8] (во всех расчетах скорость движения тягового органа принята  $v = 0.6$  м/с., как в [8]),  $\Phi_2(\vec{\alpha}) = F_{max}$  – максимальное натяжение в цепных контурах данного варианта (Н) и  $\Phi_3(\vec{\alpha}) = (F_{max} / F_{min})$  – равнопрочность цепного контура в данном варианте. Как было сказано выше, искали области допустимых решений  $G_k(\vec{\alpha})$ , где  $k = 1, 2, 3$ , соответствующие минимумам этих критериев. В совокупности все описанное и определило математическую модель тягового расчета.

В последующих расчетах для сравнения эффективности найденных ППП-поиском различных подобластей использовалась идея об «идеальной» математической модели [9] и связанная с ней нормировка реальных критериев качества:

$$\lambda_k = \frac{\Phi_k^{**} - \Phi_k}{\Phi_k^{**} - \Phi_k^*} \text{ при } \Phi_k \rightarrow \min. \quad (3)$$

В этой формуле  $\Phi_k^{**}$  и  $\Phi_k^*$  – соответственно верхнее и нижнее допустимые значения  $k$  – го критерия, определяемые либо из физических соображений, либо из литературных источников, либо из данных вычислительного эксперимента. В настоящей работе в соответствии с результатами [8] и данным предварительного вычислительного эксперимента на математической модели были приняты такие значения для  $\Phi_k^{**}$  и  $\Phi_k^*$ :  $\Phi_k^{**} = (100; 100; 20)$  и  $\Phi_k^* = (10; 10; 5)$ . В дальнейшем во всех вычислительных экспериментах эти величины не пришлось уточнять. Очевидно, что  $0 \leq \lambda_k \leq 1$  и «идеальность» математической модели  $G_{01}(\vec{\alpha})$  предполагает, что одновременно все  $\lambda_k = 1$  (т.е., для «идеальной» модели  $\sum \lambda_k = k$ , что, безусловно, нереально). Но такая идея указывает направление поиска рациональных значений параметров в связи с сформулированными требованиями и отыскания, при необходимости, компромисса при выборе окончательного проектного решения.

По данным экспериментов были выделены три подобласти концентрации наилучших решений  $G_{01}(\vec{\alpha})$ ,  $G_{02}(\vec{\alpha})$  и  $G_{03}(\vec{\alpha})$  соответственно:

$$\{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5); \\ \alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2800; 3200); \alpha_6 \in (0, 9; 1, 1)\}; \\ \{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5); \\ \alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2850; 3000); \alpha_6 \in (0, 9; 1, 1)\};$$

$\{\alpha_1 \in (0, 21; 0, 26); \alpha_2 \in (1, 6; 1, 8); \alpha_3 \in (12, 5; 14, 5);$   
 $\alpha_4 \in (90; 167); \alpha_5 \in (2950; 3200); \alpha_6 \in (0, 97; 1, 1)\}.$

Конечно, все три выделенные подобласти входят в исходную область поиска решений  $G_0(\bar{\alpha})$ . В каждой из указанных подобластей было проведено по  $N0 = 32$  экспериментов (небольшая статистика) и рассмотрены несколько наилучших решений по каждому критерию. Из каждой подобласти выбраны по два лучших варианта.

Анализ выбранных вариантов по сформулированным критериям с вышеприведенными величинами из работы [8] показал, что и с учетом изгиба конвейера можно отыскать варианты, когда максимальное натяжение в цепи превышает аналогичную величину при расчете конвейера как прямого всего на 16.05% (вариант 3) и на 16.07% (вариант 4). В то же время в обоих этих вариантах максимальная потребляемая мощность электродвигателя больше аналогичной величины из работы [8] только на 15.75%. Сравнивая варианты по первому критерию (потребной мощности электродвигателя) получено, что из двух вариантов 1 и 2 максимальное превышение мощности по сравнению с аналогичной величиной из работы [8] составляет всего 15.73%, а для варианта 1 – 15.66%. При этом для рассматриваемых вариантов превышение максимального натяжения в цепном контуре практически такое же, как и для вариантов 3 и 4. Что касается результатов по третьему критерию, не сформулированному в [8] (варианты 5 и 6), то здесь чуть-чуть подрастают максимально возможные превышения потребной мощности электродвигателя (21.65%) и максимального натяжения в цепном контуре (22.66%). Разумеется, и в этом случае приведенные результаты не идут в никакое сравнение с приведенными выше результатами из работы [8] (в пользу первых).

Важно подчеркнуть, что конструктивные параметры во всех вариантах физически реализуемы.

Можно сделать следующие выводы:

- расчет конвейера как прямого дает наилучшие результаты по критериям  $\Phi_1$  и  $\Phi_2$ , а варианты таблицы дают наилучшее приближение к ним и это – следствие наличия ограничения на расположение и длину конвейера;

- каждая из подобластей  $G_{01}(\bar{\alpha})$ ,  $G_{02}(\bar{\alpha})$  и  $G_{03}(\bar{\alpha})$  позволяет получать неограниченное множество вариантов по каждому критерию, что представляет богатый выбор вариантов при проектировании конвейера; однако, решение проблемы выбора единственного варианта из множества найденных (а такая проблема имеет практическое значение) требует привлечения методов теории принятия решений;

- если же для проектировщика первоначально все критерии равнозначны, то можно выбрать единственный вариант по максимуму  $\sum \lambda_k$ ; при этом наилучший вариант будет находиться в подобласти, образованной комбинацией пересечений или объединений, или того и другого, подобластей  $G_{01}(\bar{\alpha})$ ,  $G_{02}(\bar{\alpha})$  и  $G_{03}(\bar{\alpha})$ ;

- использование метода ПЛП-поиска позволяет все же, не прибегая к регулярным методам, найти просто области рациональных значений конструктивных параметров, дающих устойчиво решения, намного лучшие в сравнении с приведенными в третьем и четвертом столбцах таблицы (“крайние” варианты в сравнении с вариантом конвейера, рассчитанного как прямой).

Эффективность описанного подхода объясняется, с одной стороны, упорядоченным целенаправленным характером проведения вычислительных экспериментов, а с другой стороны, использование планирования экспериментов обеспечивает широкое применение различных эвристических процедур исследования и анализа, в результате чего увеличивается интеллектуальная мощь лица, принимающего решение, особенно в диалоге с ЭВМ [10].

1. Бусленко Н.П., Голенко Д.И., Соболев И.М. и др. Метод статистических испытаний (метод Монте-Карло). М.: Физматгиз, 1962. 322 с.
2. Соболев И.М., Статников Р.Б. Выбор оптимальных параметров в задачах со многими критериями. М.: Дрофа, 2006. 175 с.
3. Fitts P.M. The information capacity of the human motor system in controlling the amplitude of movement // Journal of Experimental Psychology. 1954. V. 47, No. 6. P. 381-391.
4. Зуев А.С. Графические интерфейсы как средства управления работой информационных систем // Информационные модели экономики. М.: МГАПИ, 2006. С. 80-84.
5. Статников И.Н., Андреевков Е.В. ПЛП-поиск - эвристический метод решения задач математического программирования. М.: МГУДТ, 2006. 140 с.
6. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Проблемы развития интеллектуальных методов решения задач проектирования машин и механизмов на основе планируемого вычислительного эксперимента // Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении. II Международная научная конференция. (Москва, 13-15 ноября 2012 г.). Научные труды. – М.: ИМАШ РАН, 2012. – С. 418-423.
7. Статников И.Н., Фирсов Г.И. О некоторых возможностях ПЛП-поиска в решении задач моделирования и исследования динамических систем машин // Южно-Сибирский научный вестник. – 2012. - № 1. - С.92-96.
8. Давыдов Б.Л., Скородумов Б.А. Статика и динамика машин. М.: Машиностроение, 1967. 431 с.
9. Сергеев В.И., Статников Р.Б., Статников И.Н. Об одном способе принятия решений в задачах со многими функциями цели // Решение задач машиноведения на ЭВМ. М.: Наука, 1975. С. 28 – 36.
10. Статников И.Н., Фирсов Г.И. Решение задач проектирования динамических систем интеллектуальным методом ПЛП-поиска // Вестник Московского финансового-экономического университета. 2012. № 1. С.28-33.

## ДЕФОРМАЦИОННЫЕ МЕТОДЫ НАНОСТРУКТУРИРОВАНИЯ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ

В.В. Столяров

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [vlstol@mail.ru](mailto:vlstol@mail.ru)

### Введение

Многие физико-механические свойства сплавов являются структурно-чувствительными и потому зависимыми от размеров структурных элементов (зерен, субзерен, выделений). В работе демонстрируется роль различных методов интенсивной пластической деформации для формирования ультрамелкозернистой (УМЗ) и наноструктуры.

### Материалы и методы

Исследованы титановые (TiNi, ВТ6, ВТ1-0), алюминиевые (Д16, АВЕ) и сверхпроводящие (NbTi) сплавы. Использовались методы интенсивной пластической деформации – равноканальное угловое прессование (РКУП), прокатка с током, ультразвуковая обработка (УЗО). РКУП осуществлялось по методике [1]. Прокатка выполнена на полосах и прутках сечением около 20-400 мм<sup>2</sup> в интервале деформаций  $\epsilon = 0.2-2.5$  при наложении импульсного тока плотностью  $\geq 25$  А/мм<sup>2</sup> и длительностью импульса  $10^{-4}$ с [2]. УЗО проводилась с частотой 20 кГц, амплитудой 0.5-50 мкм и статическим усилием от 50 до 150 Н. Деформируемость оценивалась по достижению максимальной степени деформации до разрушения при прокатке, а проявление электропластического эффекта – при растяжении образцов с током.

### Результаты

Метод РКУП (при 450 С-8 циклов) в крупногабаритном прутке  $\varnothing 20$  мм из титанового сплава (рис.1а) позволил получить УМЗ структуру со средним размером зерен 250 нм. Этот же метод, но в интерметаллидном сплаве TiNi, создает УМЗ структуру с чуть меньшим размером зерен (рис.1б). Введение импульсного тока при холодной прокатке полосы из сплава TiNi с памятью формы повышает технологическую пластичность в 2-5 раз по сравнению с традиционной прокаткой и после низкотемпературного отжига формирует структуру с размером зерен менее 80 нм (рис.2а). Дополнительная поверхностная обработка в этом же образце методом УЗО создает градиентную структуру с размером зерен менее 25 нм в поверхностном слое глубиной 14 мкм (рис.2б). Эффективность обработки с током тем выше, чем ниже пластичность исходного сплава, что позволяет

достичь высоких степеней деформации ( $\epsilon \geq 2$ ) и сформировать сильно фрагментированную микроструктуру.

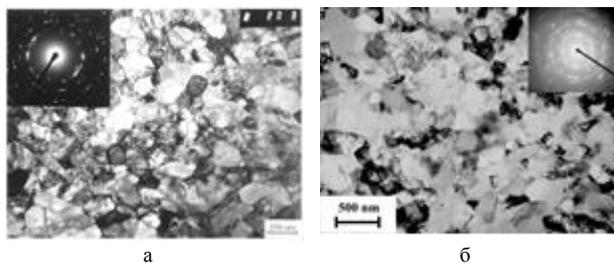


Рис. 1. Микроструктуры и электронограммы в сплавах: а- ВТ1-0 (РКУП); б - TiNi (РКУП)

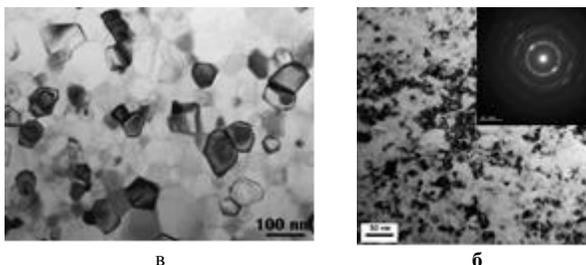


Рис. 2. Микроструктуры и электронограммы в сплавах: а – TiNi (прокатка с током); б – TiNi (прокатка с током +УЗО)

Влияние тока на структурообразование в алюминиевых сплавах зависит от наличия в них эвтектической составляющей и может снижать деформацию до разрушения. Использование последующей электроимпульсной обработки или отжига приводит к созданию объемной субмикроскопической нанокристаллической микроструктуры, размер зерен в которой определяется режимами деформации, тока и отжига. Анализ деформационного поведения при растяжении с током свидетельствует о наличии разнонаправленных скачков напряжения, связанных с фазовым превращением или электропластическим эффектом.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 13-08-12222 офи\_м).

1. V.V. Stolyarov, R.Z. Valiev, Production of metastable ultrafine grained alloys by equal-channel angular pressing, Russian Metallurgy (Metally) 2 (2004) 110-115.

2. В.В. Столяров и др., Интенсивная электропластическая деформация сплава TiNi, ФТВД, 4, 16 (2006) 48-51.

## ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ И МИКРОСКОПИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НОВЫХ ПОДШИПНИКОВЫХ СПЛАВОВ

О.О. Столярова<sup>1,3</sup>, Т.И. Муравьева<sup>1</sup>, Б.Я. Сачек<sup>1</sup>, А.М. Мезрин<sup>1</sup>, Д.Л. Загорский<sup>1,2</sup>.

<sup>1</sup>Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия; [stoljarovaoo@mail.ru](mailto:stoljarovaoo@mail.ru)

<sup>2</sup>Институт кристаллографии имени А.В. Шубникова РАН, Москва, Россия

<sup>3</sup>Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС», Москва, Россия

### Цель работы

Проблема повышения трибологических свойств материалов, используемых в узлах трения, требует поиска новых материалов, оптимизации их свойств и целенаправленного изменения свойств несущей поверхности. Эта задача особенно актуальна в машиностроении для подшипников валов дизелей тепловозов, судов и другой техники.

Одним из путей решения этой проблемы является использование подшипников из алюминиевых сплавов. Принцип работы таких подшипников заключается в том, что при неблагоприятных режимах трения на поверхности вала образуется защитная плёнка, которая создаётся за счёт переноса мягкой фазы из алюминиевого сплава вкладыша подшипника.

Известно, что алюминиевые сплавы обладают достаточной усталостной прочностью, коррозионной стойкостью в маслах, имеют сравнительно высокую задиростойкость и хорошие антифрикционные свойства. Эти качества во многом определили тенденцию замены ими антифрикционных сплавов на свинцовой и оловянной основе, а также свинцовистой бронзы.

Увеличение использования вкладышей из алюминиевых антифрикционных сплавов связано не только с их хорошими эксплуатационными показателями, но и со сравнительно низкой стоимостью изготовления. Отметим, что за последнее время в России и за рубежом резко возросло использование этих сплавов для изготовления подшипников.

Целью настоящей работы являлся поиск новых алюминиевых сплавов, содержащих в небольших количествах олово и свинец, оптимизация их составов, исследование их трибологических свойств и процессов, происходящих в контактной зоне, в зависимости от состава и структуры.

### Материалы и методы исследования

В данной работе объектами исследования были выбраны десять сплавов, приготовленных во ВНИИЖТ на основе систем Al-Si-Cu-Sn-Pb и Al-Cu-Sn-Pb. Состав и механические характеристики этих сплавов были изучены ранее

[1,2]. Основой всех сплавов является алюминий. Присутствие кремния повышает литейные свойства материала. Медь служит упрочнителем сплава. Олово и свинец используются в качестве мягких фазовых составляющих. В качестве образца для сравнения был выбран бронзовый подшипниковый сплав БрОЦС4-4-17 (на основе меди).

Трибологические испытания проводились в два этапа - на трибометрах Т-10 и Т-05.

Прибор Т-10 использовался для предварительных трибологических испытаний исследуемых и эталонного сплавов по схеме «пальчик – диск». Методика исследования включала три этапа: оценка прирабатываемости образца, его абразивной износостойкости и задиростойкости. Относительная скорость скольжения для всех этапов оставалась постоянной и составляла 1 м/с, давление до 2 МПа. В ходе эксперимента непрерывно фиксировались коэффициент трения, сближение (износ) образцов, нормальная нагрузка, приповерхностная температура. На основании этих экспериментов для дальнейших исследований были выбраны сплавы с предельными триботехническими характеристиками.

Сравнительные испытания отобранных сплавов были продолжены на трибометре Т-05 по схеме «вал - частичный вкладыш». Скорость скольжения оставалась прежней, а давление варьировалось от 0.5 до 5 МПа. В этих экспериментах определялась зависимость силы трения и износа от текущего времени, по этим результатам рассчитывалась интенсивность изнашивания.

Для микроскопических исследований образцов использовался сканирующий электронный микроскоп «Philips SEM 505», с системой изображения в цифровом формате «Image Score» и с системой рентгеновского микроанализа «Genesis 2000 XMS 60 SEM»;

### Результаты и обсуждение

Результаты трибологических испытаний на приработку и задиростойкость на трибометре Т-10 представлены на Рис.1.

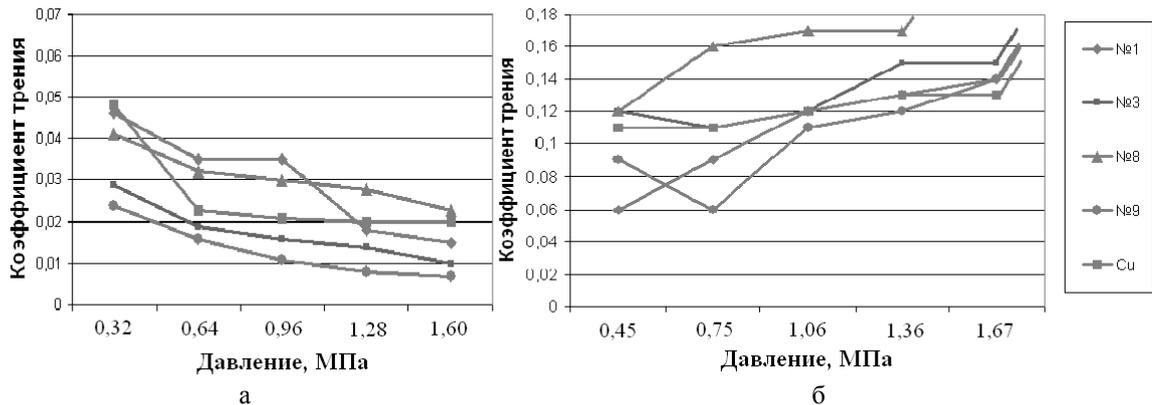


Рис.1. Зависимость коэффициента трения от давления для сплавов №1, №3, №9 на основе системы Al-Cu-Sn-Pb и №8 на основе системы Al-Si-Cu-Sn-Pb; а – после испытаний на приработку, б – после испытаний на задиростойкость.

Из графиков на рисунке 1 видно, что сплав №9 (на основе системы Al-Cu-Sn-Pb), имеет самое низкое значение коэффициента трения, а сплав №8 (на основе системы Al-Si-Cu-Sn-Pb) - самое высокое. Причем у сплавов, содержащих кремний, задир произошел раньше, чем у остальных. Значение коэффициента трения при задире не указано, так как при задире он достигал максимальной величины, которую не мог фиксировать датчик измерения силы трения.

При испытаниях на износостойкость был применен экспресс-метод - в качестве контртела использовался абразив. Было показано, что лучшими характеристиками (более близкими к эталонному образцу) обладает сплав №9, в то время как сплав №8 показал худшие результаты.

Типовой протокол испытаний (зависимость силы трения и износа, оцениваемого по сближению, от времени) на трибометре Т-05 представлен на Рис.2.

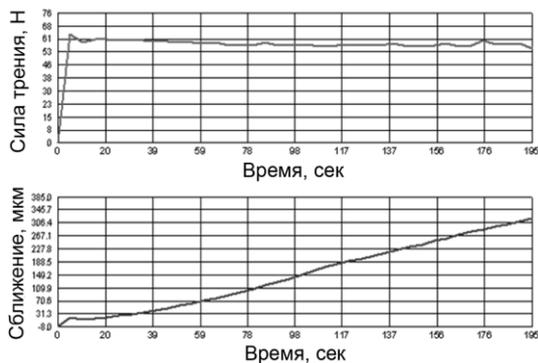


Рис.2. Протокол испытания одного из образцов. (Контртело из стали 45).

Из полученных результатов следует, что процесс происходил в стационарном режиме, которому соответствует постоянная интенсивность изнашивания. Интенсивность изнашивания рассчитывалась по наклону прямой графика сближения на стационарном участке:

$$I = \Delta h / \Delta L,$$

где  $\Delta h$  – сближение,  $\Delta L$  – путь трения.

Обработка протоколов испытаний позволила установить функциональную связь между интенсивностью изнашивания и контактным давлением (элементный закон трения). Математическая обработка полученных результатов по методу наименьших квадратов позволила получить следующие аналитические зависимости интенсивности изнашивания  $I$  от давления  $P$ :

Алюминиевый сплав № 8	$I = 5.0 \cdot 10^{-7} p^{0,9}$
Алюминиевый сплав № 9	$I = 2.5 \cdot 10^{-7} p^{1,0}$
Бронза БрОЦС 4-4-17	$I = 3.0 \cdot 10^{-7} p^{1,2}$

Графические выражения полученных зависимостей приведены на Рис. 3.

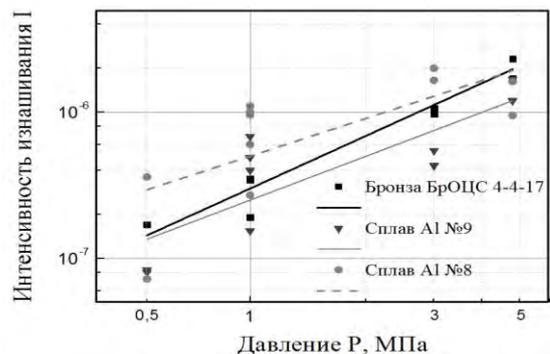


Рис. 3. Зависимость интенсивности изнашивания исследованных сплавов от давления.

Результаты электронномикроскопических исследований представлены на Рис.4. Видно, что на контактной поверхности происходят существенные изменения: образуются налипсы, задиры и наслоения. Химический анализ показал, что на поверхность ролика активно переносится материал колодки, имеющий такие элементы как олово, свинец и алюминий (в паре бронза-сталь переносится медь и алюминий), которые и образуют защитную пленку вторичных структур.

Некоторые участки поверхности содержат значительное количество кислорода и алюминия,

что позволяет предположить присутствие оксида алюминия.

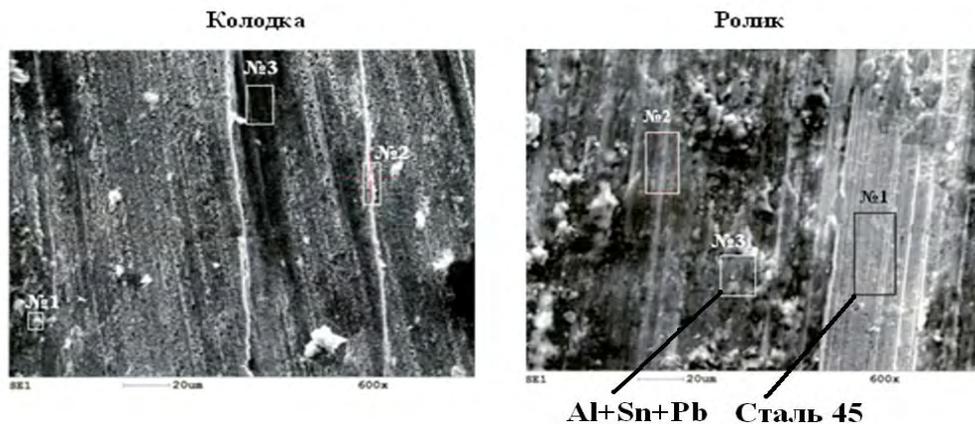


Рис.4. Микрофотографии поверхностей пары трения после испытания на задиростойкость (трибометр Т-05).

**Вывод:** На основании проведённых исследований показано, что предложенные сплавы в исследуемых диапазонах нагрузок и скоростей по трибологическим характеристикам аналогичны эталонному бронзовому сплаву.

Работа поддержана грантами РФФИ 12-08-00411-а, 12-08-01171 и Грантом поддержки ведущих НИИ России Президента РФ НШ-2611.2012.1.

1. Котова Е. Г., Курбаткин И. И., Миронов А. Е., Гершман И.С. Исследование микроструктуры и механических свойств экспериментальных антифрикционных сплавов (для монометаллических подшипников скольжения) // Цветные металлы. 2013. №5. С.66-72.

2. Миронов А. Е., Котова Е. Г. Разработка новых марок литейных алюминиевых антифрикционных сплавов для замены бронз в узлах трения // Изв. Самарского научного центра РАН. 2011. Т. 13. №4, вып. 3, С.1136 – 1140.

## СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В СПЛАВАХ НА ОСНОВЕ НИКЕЛИДА ТИТАНА, ЖЕЛЕЗА И ЦИРКОНИЯ В ПРОЦЕССЕ ДЕФОРМАЦИИ КРУЧЕНИЕМ ПОД ВЫСОКИМ КВАЗИГИДРОСТАТИЧЕСКОМ ДАВЛЕНИЕМ

Сундеев Р.В.<sup>1,2</sup>, Глезер А.М.<sup>1,2</sup>, Шалимова А.В.<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия; sun-  
deev55@yandex.ru

<sup>2</sup>Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии им. И.П. Бардина, Москва, Россия

Метод быстрой закалки из расплава (спиннирование расплава) является наиболее эффективным способом получения аморфного состояния металлических сплавов. При этом, аморфное состояние можно также получить и в процессе различных видов мегапластической деформации (МПД) кристаллических материалов, в частности деформации кручением под высоким квазигидростатическим давлением (КВКД) [1,2]. Однако, фазовый переход «кристалл  $\Rightarrow$  аморфное состояние» практически не изучен, поскольку, не до конца ясны физические факторы, определяющие склонность металлических сплавов к аморфизации при пластическом течении. Целью данной работы является выявить основные физические факторы определяющие переход закристаллизованных сплавов  $Ni_{50}Ti_{30}Hf_{20}$ ,  $Ti_{50}Ni_{25}Cu_{25}$ ,  $Zr_{50}Ni_{18}Ti_{17}Cu_{15}$  и  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  в аморфное состояние в ходе больших пластических деформаций и изучить особенности деформационной кристаллизации аморфных сплавов в ходе КВКД.

Кристаллические образцы для деформации были получены отжигом аморфного состояния изученных сплавов. Для аморфных сплавов  $Ni_{50}Ti_{30}Hf_{20}$ ,  $Ti_{50}Ni_{25}Cu_{25}$  и  $Zr_{50}Ni_{18}Ti_{17}Cu_{15}$  отжиг на воздухе проводили по режиму  $500-510^{\circ}C - 30$  мин., а для сплава  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  - по двум режимам:  $540^{\circ}C - 30$  сек и  $600^{\circ}C - 25$  мин. Последнее дало возможность получить для сплава на основе железа однофазное и двухфазное кристаллические состояния соответственно. Сплавы на основе никеля и титана после отжига находились в однофазном кристаллическом состоянии, а сплав на основе циркония - в двухфазном. Все образцы деформировали КВКД при одинаковых условиях: квазигидростатическое давление 4 ГПа и комнатная температура. Полное число оборотов подвижной наковальни  $n$  в эксперименте изменяли от 1/4 до 9 при постоянной скорости вращения 1 об/мин. Исследование структурных и фазовых превращений проводили методами рентгеноструктурного анализа (РСА) и просвечивающей электронной микроскопии (ПЭМ).

На рис. 1 представлены зависимости изменения объемной доли кристаллической фазы сплавов от  $n$ , нормированные на 100% исходной кристаллической фазы при  $n = 0$ . Наклон данных зависимостей характеризует значение склонности к деформационной аморфизации.

Видно, что в одинаковых условиях деформации, исходно однофазные кристаллические сплавы

на основе никелида титана -  $Ni_{50}Ti_{30}Hf_{20}$  и  $Ti_{50}Ni_{25}Cu_{25}$  и исходно однофазный сплав  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  достаточно легко аморфизуются, тогда как исходно двухфазные сплавы -  $Zr_{50}Ni_{18}Ti_{17}Cu_{15}$  и  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  аморфизуются слабо. При деформации сплава  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  (2) объемная доля ОЦК-фазы  $\alpha$ -(Fe-Si) после деформации практически не меняется, а аморфизация сплава происходит, главным образом, за счет уменьшения объемной доли тетрагональной фазы  $Fe_3(B,P)$ . Подобным же образом происходит частичная аморфизация сплава  $Zr_{50}Ni_{18}Ti_{17}Cu_{15}$ : значение объемная доля кристаллической фазы медленно снижается за счет уменьшения объемной доли фазы  $Zr_2Ni$ . При этом объемная доля фазы Лавеса в процессе деформации практически не изменяется.

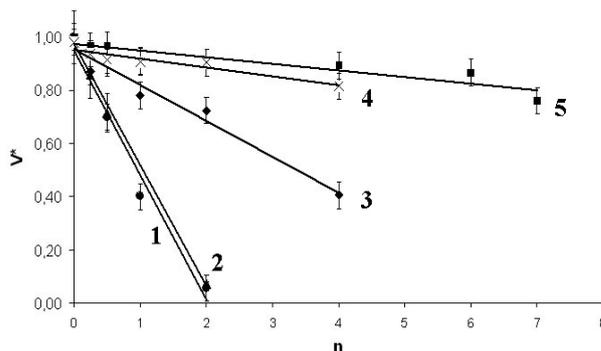


Рис. 1 – Зависимость изменения объемной доли кристаллической фазы сплавов от значения  $n$ : 1 –  $Ni_{50}Ti_{30}Hf_{20}$ , 2 –  $Ti_{50}Ni_{25}Cu_{25}$ , 3 –  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  (1), 4 –  $Fe_{78}B_{8.5}Si_9P_{4.5}$  (2) и 5 –  $Zr_{50}Ni_{18}Ti_{17}Cu_{15}$

На основании полученных экспериментальных результатов было выделено, по крайней мере, три возможных фактора (термодинамический, механический и концентрационный), определяющие склонность кристаллических сплавов и отдельных кристаллических фаз к деформационной аморфизации в процессе мегапластической деформации кручением под высоким квазигидростатическим давлением. Механический фактор определяет склонность к накоплению в кристалле деформационных дефектов при механическом воздействии и зависит в первом приближении от значения модуля сдвига. Термодинамический фактор определяется значением свободной энергии (термодинамической устойчивостью) кристаллических фаз, участвующих в процессе деформации. Концентрационный фактор

определяет склонность к протеканию диффузионных процессов, необходимых для изменения химического состава кристаллических и аморфных фаз в процессе деформации. Было обнаружено, что склонность к деформационной аморфизации в условиях КВКД при комнатной температуре кардинальным образом отличается от склонности к аморфизации при закалке из жидкого состояния. Это обусловлено существенным различием физических параметров, определяющих аморфизацию при мегапластической деформации и при закалке из расплава.

Для проверки имеющегося в литературе предположения о том, что причиной деформационной кристаллизации аморфных сплавов является локальный адиабатический разогрев в полосах сдвига был поставлен специальный эксперимент. Аморфные сплавы  $\text{Fe}_{83}\text{Cr}_{13}\text{B}_4$ ,  $\text{Fe}_{80}\text{B}_{13}\text{Si}_7$ ,  $\text{Fe}_{76}\text{Cr}_{16}\text{Zr}_{4,5}\text{B}_3\text{C}_{0,5}$ ,  $\text{Fe}_{58}\text{Ni}_{25}\text{B}_{17}$ ,  $\text{Fe}_{57}\text{Co}_{24}\text{Cr}_{16}\text{B}_3$  и  $\text{Fe}_{50}\text{Ni}_{33}\text{B}_{17}$ , близкие по химической природе, но имеющие различные значения температуры кристаллизации ( $T_{кр}$ ), деформировали методом КВКД в одинаковых условиях ( $n = 1$ ,  $P = 4$  ГПа, комнатная температура). Экспериментально обнаружено, что, чем ниже значение температуры кристаллизации аморфного сплава, тем больше значение объёмной доли ( $V$ ) кристаллической фазы наблюдается после МПД при одинаковых условиях деформации (рис. 2).

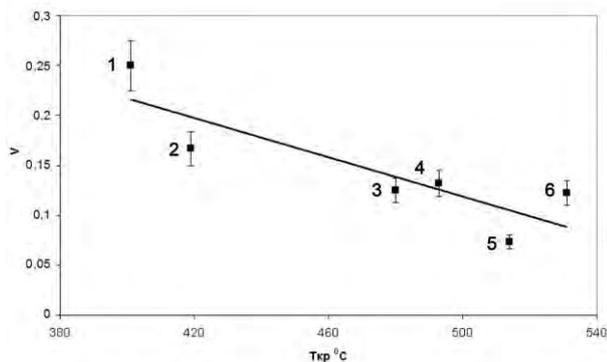


Рис. 2 – Корреляция между значениями  $V$  и  $T_{кр}$  для аморфных сплавов  $\text{Fe}_{50}\text{Ni}_{33}\text{B}_{17}$  (1),  $\text{Fe}_{58}\text{Ni}_{25}\text{B}_{17}$  (2),  $\text{Fe}_{83}\text{Cr}_{13}\text{B}_4$  (3),  $\text{Fe}_{57}\text{Co}_{24}\text{Cr}_{16}\text{B}_3$  (4),  $\text{Fe}_{80}\text{B}_{13}\text{Si}_7$  (5) и  $\text{Fe}_{76}\text{Cr}_{16}\text{Zr}_{4,5}\text{B}_3\text{C}_{0,5}$

Полученные результаты обсуждались в рамках предположения об адиабатическом разогреве в полосе сдвига и с точки зрения гипотезы о повышении концентрации областей избыточного свободного объема в полосах сдвига при деформации. На основании проведенных оценок сделано предположение о том, что эффект деформационной кристаллизации в аморфных сплавах на основе железа при МПД обусловлен как адиабатическим выделением тепла и соответствующим повышением температуры в деформационных, сильно локализованных полосах сдвига, так и заметным увеличением концентрации областей избыточного свободного объема в этих полосах.

Установлено, что МПД при комнатной температуре в исходно аморфном или исходно кристаллическом сплаве  $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{25}\text{Cu}_{25}$  приводит к реализации нескольких циклов взаимосвязанных фазовых превращений типа «кристалл  $\leftrightarrow$  аморфное состояние». Это явление можно объяснить в рамках модели суперпозиции различных каналов диссипации механической энергии в процессе МПД [3]. Наблюдение многократных циклических превращений для заданного сплава по мере увеличения деформации возможно лишь в том случае, когда он характеризуется высокой склонностью к деформационной аморфизации и одновременно высокой склонностью к деформационной кристаллизации. Этим уникальным свойством среди исследованных нами композиций обладает только сплав  $\text{Ti}_{50}\text{Ni}_{25}\text{Cu}_{25}$ .

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (гранты 12-02-00860 и 14-02-00271).

1. Zhilyaev A.P., Langdon T.G. Using high-pressure torsion for metal processing: fundamentals and applications // Prog. Mater. Sci. 2008. V. 53. P. 893-979.
2. Estrin Y., Vinogradov A. Extreme grain refinement by severe plastic deformation: A wealth of challenging science // Acta Mater. 2013. V. 63. № 3. P. 782-817.
3. Поздняков В.А., Глезер М.А. Возможные пути эволюции дефектной структуры в процессе больших пластических деформаций: роль релаксационных механизмов // Известия РАН. Серия физическая. 2004. Т. 68. № 10. С. 1499-1505.

## ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ ОБРАБОТКИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ РЕЛЬСОВ И КОЛЕС

А.Г. Суслов

Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия, mootechmash@mail.ru

На скоростных железных дорогах предъявляются повышенные требования к рабочей поверхности катания рельсов. В частности продольная волнистость рабочей поверхности рельса не должна превышать 50 мкм.

Существующая технология обработки рабочей поверхности рельса в пути железных дорог была разработана в 1950 гг. Она предусматривает шлифование торцовыми кругами, расположенными под определенным углом друг относительно друга по поперечному профилю рабочей поверхности катания железнодорожного рельса. Эта технология предусматривала удаление сформировавшихся при эксплуатации продольной волнистости поверхности и дефектного слоя (перенаклеп и микротрещины) и возврат к исходному поперечному профилю рабочей поверхности рельса.

Для реализации этой технологии за рубежом были разработаны и изготавливались специальные рельсошлифовальные комплексы.

Недостатками данной технологии и этих комплексов является то, что они малопроизводительны (скорость – 10 км/ч) и обладают невысокой надежностью из-за разрушения шлифовальных кругов, снимающих различные припуски. Самое главное, что они не отвечают современному уровню развития науки и техники.

Наука о трении и износе доказала, что в процессе эксплуатации первоначальный поперечный профиль рабочей поверхности рельса в зависимости от месторасположения (прямой или криволинейный участок) изменяется. Рельсошлифовальный комплекс его возвращает к исходному, а затем он опять изменяется (рис. 1, а). Это приводит к необходимости снятия при ремонте больших припусков и новому повышенному износу рабочей поверхности рельса после ремонта в процессе приработки, пока поперечный профиль рабочей поверхности рельса не примет своей оптимальной формы для данного участка железной дороги (рис. 1, б).

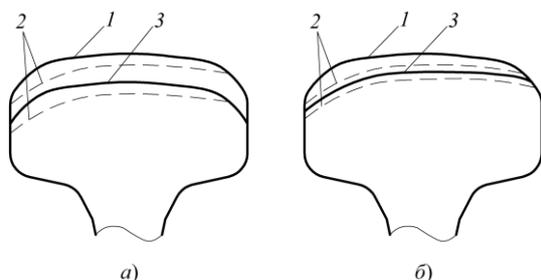


Рис. 1. Поперечные профили рабочей поверхности рельса: а – при существующей технологии ремонта; б – по новой технологии; 1 – исходный профиль; 2 – приработанный эксплуатационный профиль; 3 – ремонтный профиль

Учитывая эти научные положения теории изнашивания рабочих поверхностей рельсов, предлагается в процессе ее обработки сохранять сформировавшийся в процессе приработки их поперечный профиль (рис. 1, а), а удалять только продольную волнистость и дефектный слой. Это позволит увеличить производительность обработки и долговечность рельсов, так как ремонт возможен до определенной толщины головки рельса, не приводящей к ее разрушению (рис. 2).

Для реализации этого положения рельсообрабатывающий комплекс должен иметь систему, позволяющую измерять поперечный профиль рельса на различных участках пути. Это может быть бесконтактный метод с использованием лазеров.

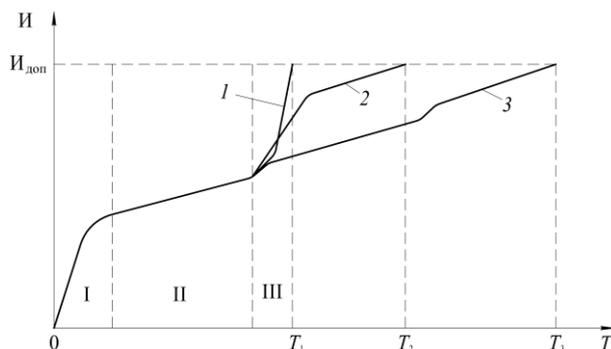


Рис. 2. Кривые износа рабочих поверхностей рельсов: 1 – без обработки при ремонте; 2 – с обработкой при ремонте с возвращением к исходному поперечному профилю рабочей поверхности рельса; 3 – с обработкой с сохранением сформировавшегося поперечного профиля рабочей поверхности рельса;  $I_{доп}$  – допустимая величина износа рабочей поверхности рельса, обусловленная минимально допустимой толщиной головки рельса;  $T_1$  – долговечность рельса без обработки рабочей поверхности при ремонте;  $T_2$  – долговечность рельса с обработкой рабочей поверхности при ремонте с ее возвратом к исходному состоянию;  $T_3$  – долговечность рельса с обработкой рабочей поверхности при ремонте с сохранением сформировавшегося поперечного профиля; I – зона приработки; II – зона установившегося износа; III – зона катастрофического износа и возможного разрушения рельса

Для удаления поверхностного дефектного слоя с рабочей поверхности рельса предлагается использовать технологический метод встречного иглофрезерования. Цилиндрические иглофрезы располагаются по профилю рельса. Их положением управляет автоматизированная система, связанная с измерительной системой поперечного профиля рабочей поверхности рельса. Жесткость игл и натяг определяется величиной дефектного слоя, который необходимо

снять с рабочей поверхности рельса. Эта величина, как правило, для железных дорог является постоянной по истечению определенного времени функционирования железной дороги до ремонта. Этот процесс будет производительным, если жесткость игл и натяг обеспечат отслаивание перенаклепанного слоя с микротрещинами от рельса за счет действия сил резания при встречном иглофрезеровании.

Для удаления продольной волнистости предлагается использовать технологию шлифования брусками с поперечной осцилляцией (рис. 3). Положения брусков по поперечному профилю рабочей поверхности рельса определяется измерительной системой и осуществляется автоматически. Причем продольный размер брусков должен перекрывать не менее пяти волн (рис. 3). Частота и амплитуда осцилляций брусков рассчитывается исходя из оптимальной скорости резания при шлифовании (35...50 м/с) с учетом скорости движения рельсообрабатывающего комплекса. Шлифование брусками значительно облегчает подачу СОТС в зону резания и не приводит к разбросу раскаленных частиц стружки на десятки метров, приводящих к возгоранию сухой травы вдоль ремонтируемого участка железной дороги.

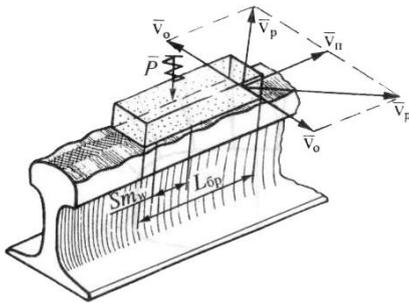


Рис. 3. Схема движений при обработке шлифовальными брусками:

$v_0$  – скорость осцилляции инструмента;  $v_n$  – скорость поезда;  
 $v_p$  – результирующая скорость резания;  $Sm_w$  - средний шаг волнистости;  $L_{бр}$  – длина бруска,  $L_{бр} \geq Sm_w$ ;  $P$  – сила прижатия инструмента

Для сглаживания криволинейного поперечного профиля рабочей поверхности рельса после шлифования брусками и обеспечения требуемой шероховатости предлагается применять лепестковое шлифование.

Расчеты показывают, что для реализации данной технологии на один рельс достаточно иметь по три шлифовальные головки с лепестковыми кругами шириной по 40 мм. При этом изменять их положение в процессе обработки различных участков не обязательно, так как незначительное отклонение профиля не будет оказывать существенного влияния на съем материала при данном методе обработки.

Следует отметить, что, как и при иглофрезеровании, так и лепестковом шлифовании проек-

тирование инструмента, натяг и скорость резания определяются силой резания, необходимой для удаления определенной величины припуска. При лепестковом шлифовании данные параметры обработки определяются еще и необходимостью обеспечения требуемой шероховатости рабочей поверхности рельса.

Все предложенные технологические методы позволяют производить обработку рабочей поверхности рельса в пути со скоростью 30 км/ч.

Совершенно очевидно, что формируемый поперечный профиль рельса будет зависеть от рабочего профиля поверхности катания железнодорожного колеса. Изменяющийся профиль поверхности катания железнодорожных колес различных составов будет приводить к новым процессам приработки рабочих поверхностей железнодорожных рельсов. Таким образом, для реализации предложенной инновационной технологии обработки рабочей поверхности рельсов в пути необходимо добиться постоянства поперечного профиля поверхности катания железнодорожных колес. Исследования, проведенные в Брянском государственном техническом университете, показали, что этого добиться можно электрохимической обработкой с закономерным изменением плотности тока (рис. 4) [1].

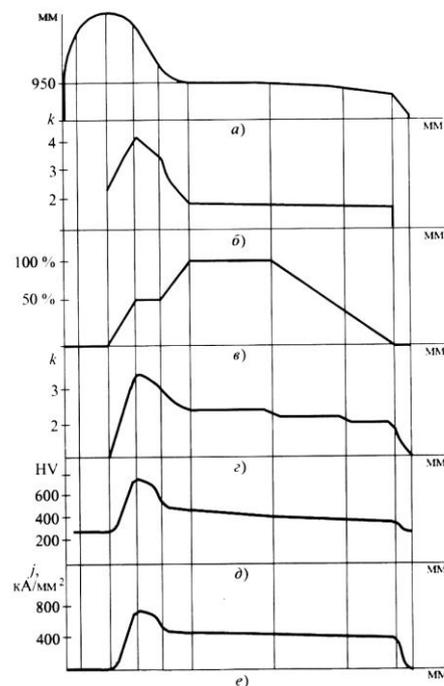


Рис. 4. Расчетные графики:

$a$  – профиль железнодорожного колеса;  $b$  – расчетный коэффициент упрочнения ( $HV_{исх} = 260$ );  $c$  – контактирование профиля по времени;  $d$  – сплайн-интерполяция  $k$  с учетом контактирования по времени;  $e$  – микротвердость железнодорожного колеса по профилю;  $e$  – зависимость плотности тока при электрохимической обработке (ЭМО) вдоль профиля железнодорожного колеса

Такая обработка одновременно позволяет значительно повысить и долговечность самих колес, так как их переточка осуществляется при достижении отклонения рабочего профиля поверхности катания от исходного состояния (рис. 5).

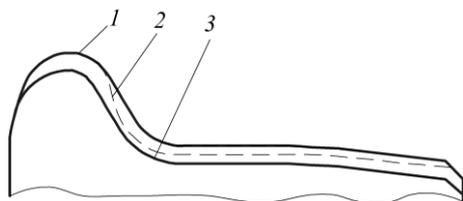


Рис. 5. Исходный (1), формируемый (2) и ремонтный (3) профили поверхности катания железнодорожного колеса

Изменение поперечного профиля поверхности катания железнодорожного колеса объясняется отличающимися условиями работы его различных участков (давление, скорости).

Следует отметить, что предложенные методы обработки рельсов и колес, как и весь технологический процесс впервые разработаны в СССР и России. Для реализации данного технологического процесса необходимо создание автоматизированного рельсообрабатывающего комплекса и реализация электромеханической обработки при ремонте колес. Это позволит России поддерживать в рабочем состоянии поверхности катания высокоскоростных железных дорог и повысить долговечность железнодорожных рельсов и колес.

1. Инженерия поверхности деталей / Колл. авт.; под ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2008. 320 с.
2. Научноёмкие технологии в машиностроении/ А.Г. Сулов, Б.М. Базров, В.Ф. Безъязычный и др.; под общ. ред. А.Г. Сулова. М.: Машиностроение, 2012. 528 с.

## ОПТИМИЗИРОВАННЫЕ ТЕПЛОЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ МЕТОДОМ ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ, ДЛЯ ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ

Ю.П.Тарасенко, О.Б.Бердник, И.Н.Царева, Я.А.Фель

Институт проблем машиностроения РАН, Нижний Новгород, Россия; npktribonika@yandex.ru

### Цель

Целью работы - оптимизация эксплуатационных свойств теплозащитного покрытия диоксида циркония, получаемого методом высокоэнергетического плазменного порошкового напыления и предназначенного для обеспечения надежной теплозащиты поверхности и продления ресурса турбинных лопаток газотурбинных двигателей (ГТД) различного назначения.

### Материалы и методы

Работы по напылению двухслойного теплозащитного покрытия системы «Ni-Co-Cr-Al-Y + ZrO<sub>2</sub>» выполнены методом высокоэнергетического плазменного напыления (температура плазменного потока 5000-12000 °К, среднemasовая скорость истечения плазменной струи V=2400 м/с) на модернизированном оборудовании (на базе установки «Киев-7») с использованием плазмотрона ПНК-50 оригинальной конструкции и повышенной мощности (~ 50 кВт). Керамическое покрытие ZrO<sub>2</sub> сформировано из порошковой смеси ЦрОИ-7 (40) на подслое интерметаллидного состава β-(NiMe)Al + γ'-(NiMe)<sub>3</sub>Al, полученном из порошковой смеси ПНХ20К20Ю13-1 (40/80). В качестве подложки использованы образцы жаропрочного никелевого сплава ЖС6Ф, используемого при изготовлении турбинных лопаток.

Технологические параметры напыления подслоя: ток дуги I<sub>д</sub>=180 А, рабочее напряжение U=260 В, расход плазмообразующего газа (воздух)=3,5 г/с, расход транспортирующего газа (аргон)=0,27 г/с. Технологические параметры напыления керамического покрытия: ток дуги I<sub>д</sub>=190 А, рабочее напряжение U=220 В, расход плазмообразующего газа (воздух)=1,5 г/с, расход транспортирующего газа (аргон)=0,15 г/с.

При исследовании эксплуатационных свойств теплозащитного покрытия использованы методы рентгенографии и электронной микроскопии, измерения плотности, пористости, шероховатости и твердости, испытания жаростойкости и эффективности теплозащиты.

### Результаты и их обсуждение

Для оптимизации эксплуатационных свойств рабочего слоя ZrO<sub>2</sub> теплозащитного покрытия использованы два подхода: конструктивный и материаловедческий [1]. С целью увеличения плотности и уменьшения пористости покрытия при его разработке использована более мелкодисперсная порошковая смесь ЦрОИ-7 с размером частиц ~ 40 мкм. Для увеличения времени полета частиц в плазменном потоке в конструкцию плаз-

мотрона введена схема кольцевого ввода, способствующая повышению эффективности нагрева порошка [2]. Внешний вид порошка представлен на рис.1. По фазовому составу порошок представляет собой тетрагональный диоксид циркония с небольшим количеством остаточной моноклинной фазы: T-ZrO<sub>2</sub> + M-ZrO<sub>2</sub> ( не более 5 %). Методом рентгеноструктурного анализа установлен фазовый состав формируемого керамического покрытия., представляющий собой смесь двух фаз диоксида циркония с разным типом кристаллической решетки тетрагональной и кубической с преобладанием первой.

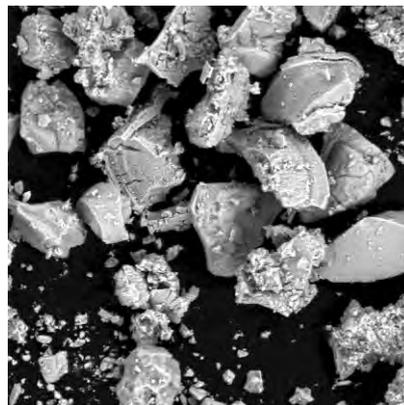


Рис 1. Внешний вид порошковой смеси ЦрОИ-7 (X1000)

По результатам дериватографических исследований (рис.2, кривая 1) фазовое превращение, стимулированное плазменным воздействием, начинает происходить при температуре ~840° С.

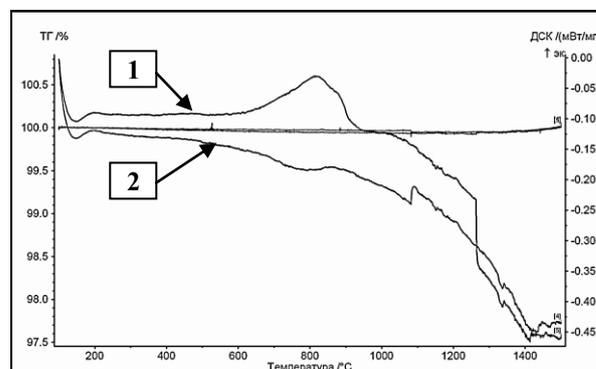


Рис 2. Дериватогаммы порошковой смеси ЦрОИ-7 (40 мкм) (1) и полученного из нее покрытия ZrO<sub>2</sub> (2)

На рис.3 представлена микроструктура поверхности керамического покрытия. Выявлены микропоры диаметром  $\sim 5 - 7$  мкм и зерна сфероидальной формы, образовавшиеся из частиц порошковой смеси в результате оплавления их граней под действием высокотемпературного плазменного потока.

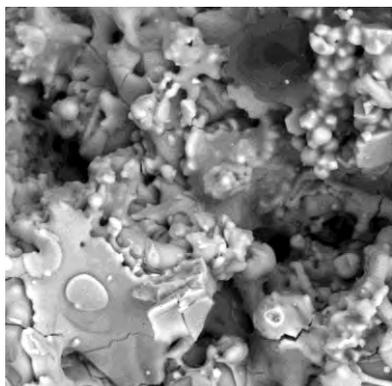


Рис 3. Микроструктура поверхности покрытия  $ZrO_2$  (X5000)

Микроструктура поперечного сечения сформированного двухслойного теплозащитного покрытия показана на рис.4. Подслой имеет слоистое строение. Сквозной пористости не обнаружено. Адгезия между основным материалом и «подслоем», а также «подслоем» и покрытием - хорошая, отслоений, несплошностей и оксидных прослоек на границах раздела не обнаружено.

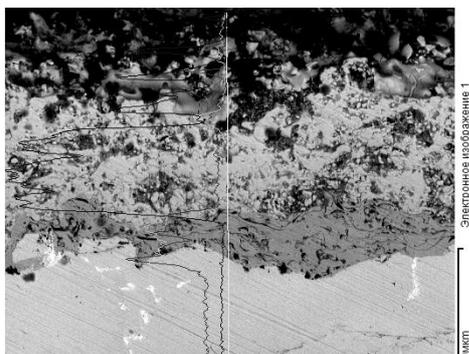


Рис 4. Микроструктура поперечного сечения (а) и распределение элементного состава по толщине (б) двухслойного теплозащитного покрытия «Ni-Co-Cr-Al-Y +  $ZrO_2$ »

Внутренне строение зерен  $ZrO_2$  имеет столбчатую структуру с поперечным размером зерен  $\sim 0,2-0,4$  мкм (рис.5).

Физико-механические характеристики подслоя «Ni-Co-Cr-Al-Y» и рабочего слоя  $ZrO_2$  теплозащитного покрытия представлены в табл.1.

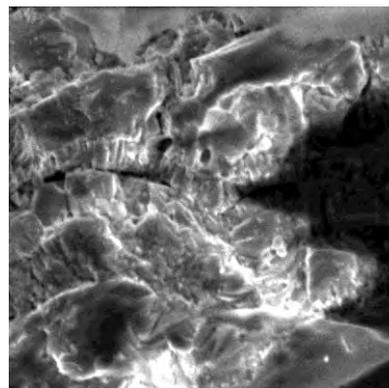


Рис. 5. Внутренне строение зерен  $ZrO_2$  (X10000)

Достигнутые показатели физико-механических свойств, а именно, низкая пористость и высокие значения плотности и твердости позволяют прогнозировать улучшение жаростойкой и теплозащитной функций полученного двухслойного покрытия.

Таблица 1. Физико-механические свойства покрытий

Показатели свойств	Подслой «Ni-Co-Cr-Al-Y»	Покрытие $ZrO_2$
Фазовый состав	$\beta + \gamma' (\sim 40 \%)$	T- $ZrO_2$ + K- $ZrO_2$ ( $\sim 10 \%$ )
Плотность $\rho$ , кг/м <sup>3</sup>	7900	7600
Пористость, %	---	4,3
Открытая пористость $P_o$ , %	0,7	1
Твердость HV, ГПа	7,70	9,8
$R_a$ , мкм	7	5,5

Результаты высокотемпературных испытаний при изотермической выдержке (при температуре 850 °C в течение 500 часов) приведены на рис.6. Следует отметить, что кривая зависимости относительного изменения массы от времени испытания для сплава ЖС6Ф находится в положительной области. Активный привес образцов наблюдается первые 200 часов испытаний, далее кривая выходит на постоянный уровень, что свидетельствует о равномерном привесе за счет образования стабильных окислов. Кривая для образцов с двухслойным покрытием имеет идентичный ход, но располагается выше. Образцы с покрытием показывают стабильное поведение при высокотемпературном окислении без сколов и отслоений покрытия. Внешним осмотром образцов после испытаний установлено, что оксидный слой образуется с торцевых сторон, незащищенных покрытием.

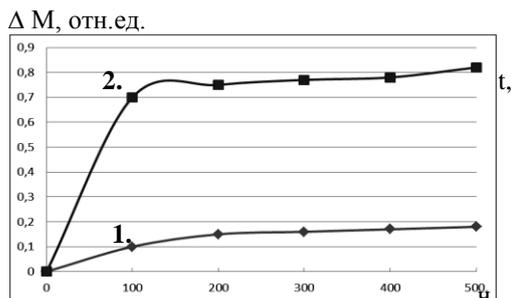


Рис. 6. Относительное изменение массы образцов из сплава ЖС6Ф до (1) и после (2) нанесения двухслойного покрытия «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>» от времени изотермической выдержки при 850 °С

По результатам экспертных испытаний эффективности теплозащиты, проведенных в ЦИАМ, величина снижения температуры (при нагреве до 900 °С) на стенке рабочей турбинной лопатки из жаропрочного никелевого сплава ЖС6Ф (рис.7) после нанесения теплозащитного покрытия «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>» толщиной ~200 мкм составила ≈125°С (рис.8). Дериватографические исследования теплозащитного покрытия диоксида циркония показали, что оно сохраняет фазовую стабильность до температуры ~ 1100 °С (рис.2, кривая 2).

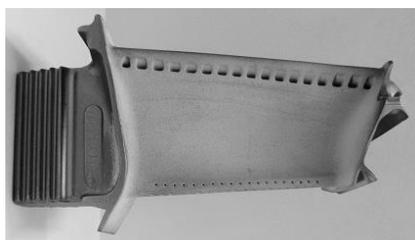


Рис.7. Модель рабочей лопатки турбины (из сплава ЖС6Ф) с теплозащитным покрытием «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>»

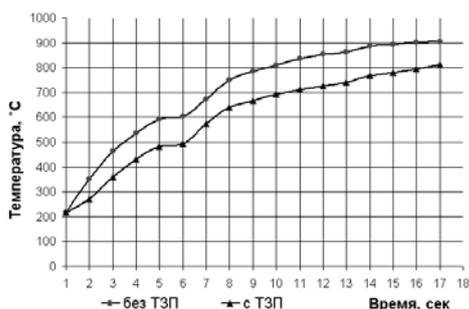


Рис.8. Результаты оценки эффективности тепловой защиты металла с помощью теплозащитного покрытия «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>»

Термоциклическая долговечность до образования трещины на выходной кромке

лопаток без покрытия составила  $N_{тр}=1000$  теплосмен (100 %) в то время, как на лопатках с теплозащитным покрытием -  $N_{тр}=1270$  циклов (134 %). Таким образом, в результате оптимизации технологического процесса разработано двухслойное покрытие «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>», обеспечивающее эффективную теплозащиту рабочей поверхности турбинных лопаток.

Разработанные теплозащитные покрытия внедрены в ООО «Трансгаз Нижний Новгород» ОАО «Газпром» для продления ресурса рабочих лопаток турбин двигателя ДЖ59Л (рис.9а) и в ОАО «Якутэнерго» для увеличения срока службы рабочих и направляющих лопаток 1 ступени газотурбинной энергетической установки ГТЭ-45-3 (рис.9б).

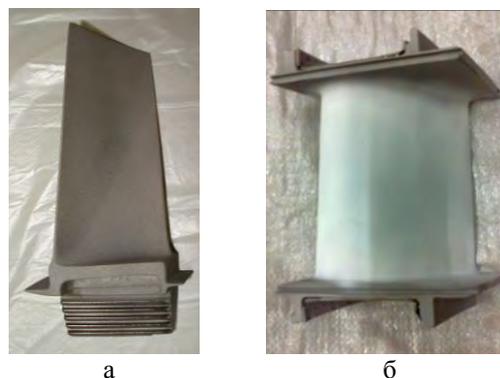


Рис.9. Рабочая лопатки турбины двигателя ДЖ59Л (а) и направляющая лопатка 1 ступени газотурбинной энергетической установки ГТЭ-45-3 (б) с теплозащитным покрытием «Ni-Co-Cr-Al-Y+ZrO<sub>2</sub>»

### Заключение

Оптимизированные теплозащитные покрытия предназначены для защиты от высокотемпературной газовой коррозии, эрозийного износа и обеспечения теплозащиты рабочей поверхности турбинных лопаток газотурбинных двигателей различного назначения с целью повышения их надежности и ресурса. Разработки рекомендуются к применению в наземном и авиационном двигателестроении.

Работа выполнена при финансовой поддержке ОАО «КУЗНЕЦОВ» и СГАУ (Шифр темы: 001X-342-29г С6).

1. Тарасенко Ю.П., Царева И.Н., Бердник О.Б., Фель Я.А., Разов Е.Н. Разработка высокоэнергетического плазменного метода нанесения теплозащитных покрытий диоксида циркония на турбинные лопатки ГТД/Сбор. науч. трудов «Прикладная механика и технологии машиностроения», Нижний Новгород, 2013, №22 (1), с. 11-30.
2. Кузьмин В.И., Михальченко А.А., Картаев Е.В. Узел кольцевого ввода порошковых материалов электродугового плазмотрона / Патент РФ №2474983. БИМП №4, 10.02.2013 г.

## НОРМИРОВАНИЕ ЧИСТОТЫ СОЖ НА ОПЕРАЦИЯХ ШЛИФОВАНИЯ

Е.П. Терешенок, Е.М. Булыжев

ЗАО «Системы водоочистки», Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия;  
[eptereshenok@gmail.com](mailto:eptereshenok@gmail.com)

### Цель

Вопросы нормирования чистоты смазочно-охлаждающих жидкостей (СОЖ) очень актуальны для современной металлообработки и техники в целом. В данной статье представлен обзор основных стандартов, регламентирующих чистоту технических жидкостей, представлены предложения по дополнению ГОСТ Р 50815.

### Основная часть

Требуемая степень очистки СОЖ на операциях шлифования устанавливается на основе изучения влияния механических примесей содержащихся в жидкости, на качество шлифованных поверхностей.

Требуемую чистоту рабочих поверхностей, используемых в машинах, станках, агрегатах, устанавливают на основании изучения влияния размеров, материала и количества частиц загрязняющих примесей на показатели надежности и долговечности наиболее ответственных деталей и узлов.

Чистота технических жидкостей оценивается по содержанию массы загрязняющих примесей в пробе жидкости (ГОСТ 6370) [1], причем содержание до 0,05 % примесей вообще не принимается во внимание.

А настоящее время действует ГОСТ 17216 [2], нормирующий чистоту технических жидкостей по гранулометрическому составу механических примесей и устанавливает 19 классов чистоты жидкостей при их поставке, транспортировании, хранении и эксплуатации.

Стандарт предусматривает подсчет частиц загрязнений размером от 0,5 до 200 мкм в восьми размерных группах, а также волокон, толщина которых не превышает 30 мкм, а отношение длины к толщине не менее 10 к 1.

За рубежом действует ряд стандартов, в которых требования к чистоте технических жидкостей подразделяется в зависимости от условий очистки. Впервые требования к чистоте технических жидкостей (для гидросистем) были изложены в документе ARTS-28, разработанном в США. Этот документ не был официальным, но послужил основой для разработки ряда американских стандартов.

В США разработан стандарт NAS-1638, который применяется предприятиями автомобильной и судостроительной промышленности не только в США, но и в других странах, например, в Японии. Стандарт NAS-1638 устанавливает 14 классов чистоты жидкостей, причем количество частиц загрязнений для каждого последующего класса удваивается, а при переходе от одной размерной группы к группе более мелких частиц их число в каждом

классе увеличивается в 6 раз.

Американский стандарт SAE ARP-598 определяет требования к чистоте жидкостей гидравлических систем в условиях эксплуатации. В нем указывается предельное количество загрязнений шести размерных групп в 100 см<sup>3</sup>.

Применяются также классы чистоты жидкостей в соответствии со стандартами SAE, ASTM и AIA разработанными Обществом автомобильных инженеров США, Американским обществом по испытанию материалов и Американской ассоциацией промышленности.

В Англии для определения классов чистоты жидкостей применяют спецификацию, соответствующую американскому стандарту NAS-1638. Английская фирма Total Control разработала стандарт, отличительной особенностью которого является наличие минусового допуска на число загрязняющих частиц по каждой группе, что позволяет более точно определить класс чистоты в соответствии с фактическими результатами гранулометрического анализа пробы жидкости. В этом стандарте указано процентное соотношение частиц загрязнений определенной размерной группы и общего числа частиц. Например, число частиц размером 1-5 мкм составляет для разных классов от 92 до 95 %, а содержание частиц 50-100 мкм не превышает тысячных долей процента.

По проекту Международной организации стандартов ИСО-ТК-131 предлагалось установить классы чистоты в соответствии с числом частиц размером более 15 мкм, содержащихся в 100 см<sup>3</sup> пробы жидкости. Например, класс чистоты 1300 означает, что в 100 см<sup>3</sup> жидкости содержится 1300 частиц загрязнений размерами 15 мкм.

Однако все указанные стандарты сложно применить для процессов шлифования по следующим причинам:

1. Подсчет размеров частиц по интервалам размеров трудоемок.
2. Сведения о законах распределения размеров шлифовального шлама противоречивы.
3. Форма частиц шлифовального шлама далека от сферической.
4. Состав шлифовального шлама неоднороден, нормирование по фракциям отсутствует.
5. Сведения о вероятности попадания частиц шлама в зону резания практически отсутствуют, что не позволяет нормировать какие-то определенные размеры частиц.

В данных стандартах не установлены какие-либо связи между чистой жидкостью и выходными параметрами операции металлообработки.

Л.В. Худобиным и Е.П. Гульновым (УлПИ, ныне УлГТУ) [3, 4] разрабатывались нормы чистоты жидкости для операций круглого наружного шлифования, определяющие массовое допустимое содержание механических примесей в определенных интервалах размеров частиц шлифовального шлама.

В качестве показателей, определяющих влияние механических примесей, содержащихся в СОЖ, на эффективность процесса шлифования, в нормы чистоты введены среднее арифметическое отклонение профиля  $Ra$  и степень точности формы шлифованных деталей. В дальнейшем эта работа получила развитие.

Рассмотренные выше первые в РФ нормы чистоты СОЖ разрабатывались в середине 70-х – начале 80-х годов. За это время выполнены были новые исследования в области очистки СОЖ от механических и иных примесей, стали применяться новые СОЖ, детали часто изготавливались из новых весьма труднообрабатываемых материалов.

В результате проведенной под руководством Л. В. Худобина научно-исследовательской работы были разработаны нормы чистоты СОЖ на операциях круглого наружного и плоского шлифования, оформленные в виде ГОСТ Р 50815 [5]. С помощью этого стандарта можно определить допустимую концентрацию механических примесей в СОЖ на операциях шлифования в зависимости от среднего арифметического отклонения профиля  $Ra$  и среднего размера частиц механических примесей  $d$  (табл. 1).

Таблица 1. Фрагмент ГОСТ Р 50815. Группы обрабатываемости материалов заготовок шлифованием 1а, 1б, 2а, 2б; зернистость шлифовального круга – 16

Шероховатость шлифованной поверхности, $Ra$ , мкм	Показатели чистоты СОЖ				
	при среднем размере частиц механических примесей $d$ , мкм, не более				
	5	10	15	20	...
	и концентрации механических примесей в СОЖ $C$ , г/дм <sup>3</sup> , не более				
До 0,16	0,20	0,10			...
До 0,20	0,22	0,19	0,15	0,12	...
До 0,25	0,35	0,33	0,31	0,29	...
До 0,32	0,55	0,53	0,51	0,49	...
До 0,40	0,85	0,83	0,82	0,8	...
До 0,63	1,25	1,23	1,21	1,19	...

Анализ литературы показал, что большая часть работ по данной тематике посвящена исследованию влияния механических примесей, содержащихся в СОЖ, на качество шлифованных поверхностей по критерию  $Ra$ . Некоторые работы посвящены изучению критерия прижогообразования.

Это связано с тем, что, основным контролируемым параметром при абразивной обработке, как

правило, является шероховатость шлифованной поверхности по критерию  $Ra$ . Очевидно, что в нормах чистоты этот показатель также должен быть определяющим. Дополнительным аргументом при его выборе является надежное аппаратное обеспечение его контроля.

В дальнейшем количество критериев оценки качества поверхностного слоя должно быть расширено. Так, контроль прижогов в подшипниковой и авиационной промышленности на операциях абразивной обработки производится повсеместно. Однако главный недостаток здесь – отсутствие надежного аппаратного обеспечения контроля. Кроме того, расширение перечня высотных и шаговых параметров шероховатости шлифованных поверхностей в нормах чистоты СОЖ может иметь практическую ценность для реального производства.

Отличительной особенностью требований к чистоте СОЖ, изложенных в ГОСТ Р 50815 является отсутствие взаимосвязи норм чистоты, при требуемом значении параметра  $Ra$ , с режимами шлифования. Однако же, очевидно, что такая взаимосвязь должна быть представлена, т.к. даже незначительное изменение какого-либо элемента режимов шлифования может привести к заметному изменению параметра  $Ra$ , при неизменном значении концентрации механических примесей в СОЖ  $C$  и их гранулометрическом составе.

Кроме того, в работе М.Е. Красновой [6] показано влияние изменения гранулометрического состава механических примесей, загрязняющих СОЖ в процессе шлифования, на величину параметра  $Ra$  обработанной поверхности. Изменение гранулометрического состава при этом характеризуется не только величиной среднего размера частиц механических примесей  $d$ , но и так называемым коэффициентом вариации, представляющим собой отношение параметра  $d$  и среднего квадратического отклонения размеров частиц механических примесей. Совокупность этих параметров характеризует закон, по которому распределены размеры частиц примесей в СОЖ. Таким образом, включение коэффициента вариации в нормы чистоты СОЖ также представляет практический интерес.

1. ГОСТ 6370. Нефть, нефтепродукты и присадки. Метод определения механических примесей.

2. ГОСТ 17216. Чистота промышленная. Классы чистоты жидкостей.

3. Гульнов Е.П. Исследование механизма взаимодействия твердых частиц, содержащихся в СОЖ, с рабочей поверхностью шлифовального круга и поверхностью шлифуемой детали: Дис. кан. техн. наук: Ульян. политехн. ин-т. – Ульяновск, 1979. – 270 с.

4. Бульжев, Е. М. Ресурсосберегающее применение смазочно-охлаждающих жидкостей при металлообработке / Е. М. Бульжев, Л. В. Худобин. – М. : Машиностроение, 2004. – 352 с.

5. ГОСТ Р 50815. Промышленная чистота. Жидкости смазочно-охлаждающие. Требования к чистоте СОЖ на операциях круглого наружного и плоского шлифования периферией круга.

6. Краснова, М. Е. Разработка и исследование технологической эффективности тонкослойных гравитационных очистителей водных СОЖ на шлифовальных операциях Дис. канд. техн. наук: УлГТУ. – Ульяновск, 2009. – 195 с.

## ФИЗИЧЕСКИЕ МЕХАНИЗМЫ ДЕЙСТВИЯ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА, СОБСТВЕННОГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ ТОКА И СВЧ-ИЗЛУЧЕНИЯ НА ПЛАСТИЧЕСКУЮ ДЕФОРМАЦИЮ МЕТАЛЛА

О.А.Троицкий

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН,

oatroitsky@rambler.ru

Электропластический эффект (ЭПЭ) был открыт 45 лет назад в 1969 г. в работе [1] при действии импульсами тока с амплитудной плотностью  $J_m = 10^5$  А/см<sup>2</sup> и длительностью  $\tau \sim 10^{-4}$  сек на деформацию кристаллов цинка растяжением и сжатием при температуре жидкого азота. Эффект проявлялся, как показано на диаграммах рис.1, в скачкообразных падениях приложенной нагрузки за счет скачков пластической деформации и практически

мгновенных удлинений растягиваемых кристаллов (или их укорочений для сжимаемых кристаллов) во время прохождения по ним импульсов тока практически без участия теплового эффекта. Сопровождающие ЭПЭ тепловой эффект при температуре жидкого азота был порядка градуса, при комнатных температурах не превышал 100-200<sup>0</sup>С [2,3]

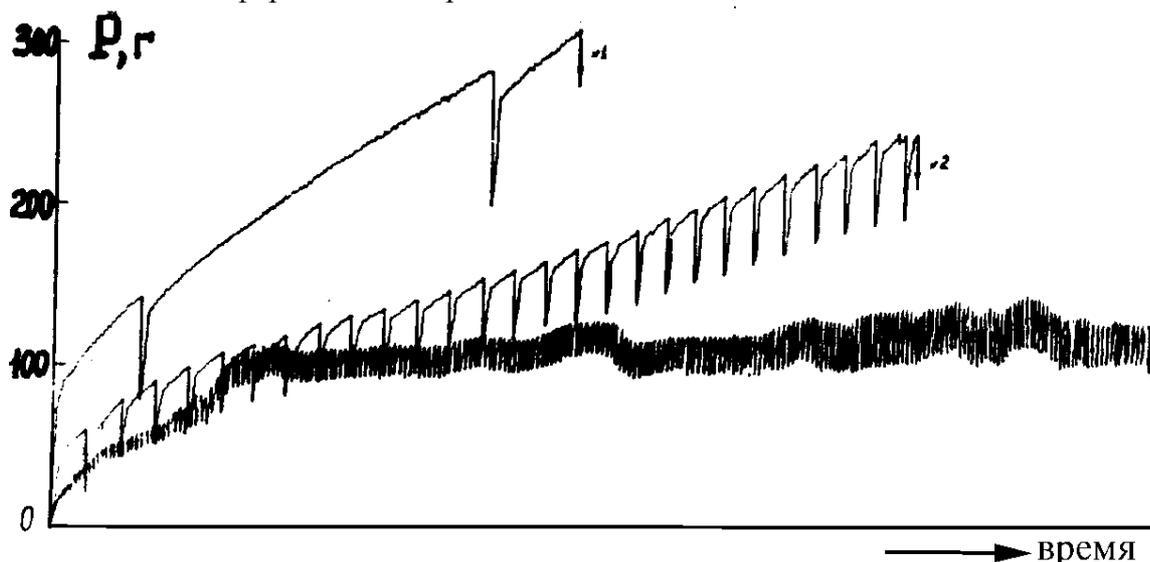


Рис.1 Скачкообразная деформация кристаллов цинка при температуре жидкого азота под влиянием импульсов тока.

Видно, что под влиянием тока происходит увеличение пластической деформации металла, а величина пиков ЭПЭ уменьшается при увеличении частоты следования импульсов в силу истощения дислокационной структуры и уменьшения числа скоплений дислокаций.

Можно назвать три физических явления, причастные к ЭПЭ:

- действие «электронного ветра», ускоряющего движение дислокаций

- пондеромоторные силы (пинч-эффект), создающие вибрацию.
- возможное участие в ЭПЭ спинового разупрочнения металла

Действие «электронного ветра» [1-3]

Эффект действия «электронного ветра» тока на дислокации обусловлен наличием силы давления ветра  $F_e$  на единицу длины дислокации, определяемой по формуле  $F_e = V_e v_e$ , где  $V_e$  - коэффициент электронного торможения дислокаций;  $v_e$  - дрейфовая скорость

электронов, определяемая по формуле  $v_e = J_m / en$ , где  $e$ ,  $n$  - заряд и концентрация электронов проводимости. Чем больше  $F_e$ , тем больше  $J_m$ .

А.М.Рощупкин в 1979 г предложил использовать для  $V_e$  выражение  $V_e = 4hn$ , где  $h$  - постоянная Планка с численным значением  $V_e = 10^{-4}$  г/см с, находящимся в согласии с экспериментальными данными по ЭПЭ. Тем не менее предположение, что действие силы  $F_e$  эквивалентно приложению к образцам дополнительных механических напряжений  $\sigma_e = F_e / b$  и приводит к ускорению пластического течения металла, оказалось недостаточным, не полностью

соответствующим физической картине явления ЭПЭ (Рис. 1). Дело в том, что направление движения, например, краевых дислокаций под влиянием механической силы  $F_\sigma$  зависит от знака дислокаций, т.е. от того сверху или снизу относительно плоскости скольжения находятся их экстраплоскости (Рис. 2). Поэтому «электронный ветер» в принципе может ускорять движение только половины краевых дислокаций, а на другую половину будет оказывать тормозящее действие. Кроме того ЭПЭ в соответствии с этим механизмом не может быть полярен, что не соответствует данным эксперимента [4].

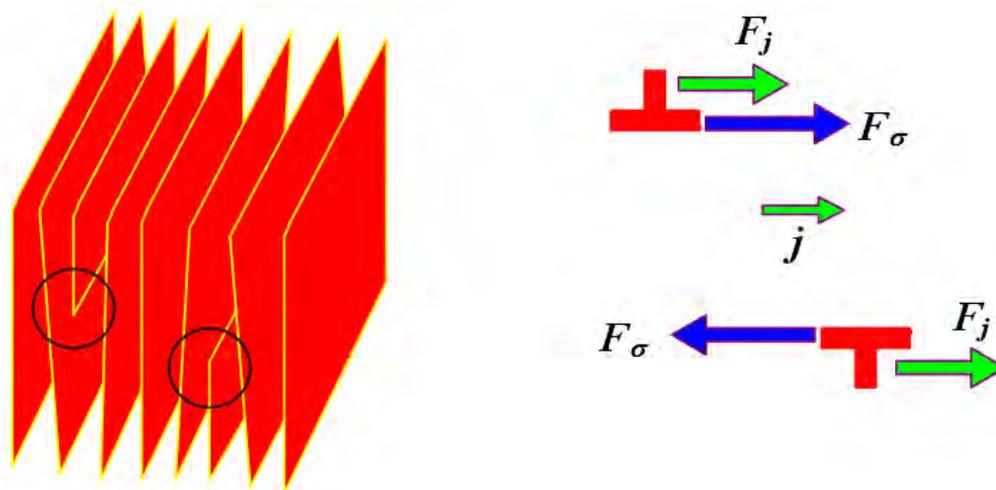


Рис. 2. Краевые дислокации разных знаков и направления действия на них со стороны механических напряжений  $F_\sigma$  и «электронного ветра» тока  $F_e$ .

Важно также отметить, что при пропускании импульсов тока на каждую дислокацию в скоплении, содержащем  $N$  одинаковых дислокаций, будет действовать сила ветра  $F_e$ , а на все скопление сила в  $N$  раз большая сила, т.е.  $NF_e$ . Скопление можно рассматривать как дислокацию с гигантским вектором Бюргерса  $Nb$ , а сила  $F_e$  давления «электронного ветра» на дислокацию в голове скопления будет усиливаться в  $N$  раз. Эта сила в соответствии с третьим

законом механики давит через упругие поля отдельных дислокаций на стопор (черный квадрат на рис. 3), тормозящий продвижение скопления вперед. Головная дислокация легко преодолевает стопор, поскольку происходит как бы  $N$ -кратное усиление действия «электронного ветра» (примерно в 25-30 раз), приводящее к безактивационному преодолению скоплениями дислокаций препятствия в своей плоскости скольжения. Это показано на Рис 3.

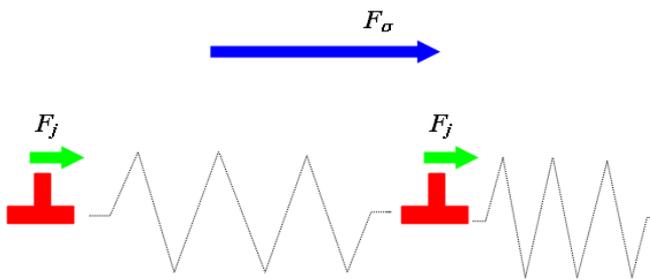


Рис. 3. Усиление эффекта действия «электронного ветра» на головную дислокацию в скоплении зажатого у локального стопора С силой  $F_{\sigma}$ .

### Пондеромоторный пинч-эффект действия импульсного тока [4]

Физическая сущность пинч-эффекта (ПЭ) заключается в оттеснении линий тока от поверхности проводника к его оси силовыми линиями собственного магнитного поля тока, для стационарного и пульсирующего тока. Происходит поляризация электронной подсистемы металла и возникает поперечное поле

Холла, которое препятствует дальнейшему сжатию электронной плазмы металла в радиальном направлении. Появляется давления  $p$  собственного магнитного поля тока  $\mathbf{H}$  на деформируемый проводник в радиальном направлении. Возникает ускорение материала образца в радиальном направлении  $\mathbf{v}_e$  электроны проводимости или электронную плазму металла с оттеснением ее собственным магнитным полем тока к оси образца. Так формируется поперечное поле Холла. По механическим напряжениям ПЭ квадратично зависит от квадрата напряженности  $\mathbf{H}$  собственного магнитного поля тока, от квадрата амплитудной плотности тока  $\mathbf{J}_m$ , от квадрата диаметра или радиуса образца по формулам из электродинамики.

### Возможное участие в ЭПЭ спинового разупрочнения металла [2]

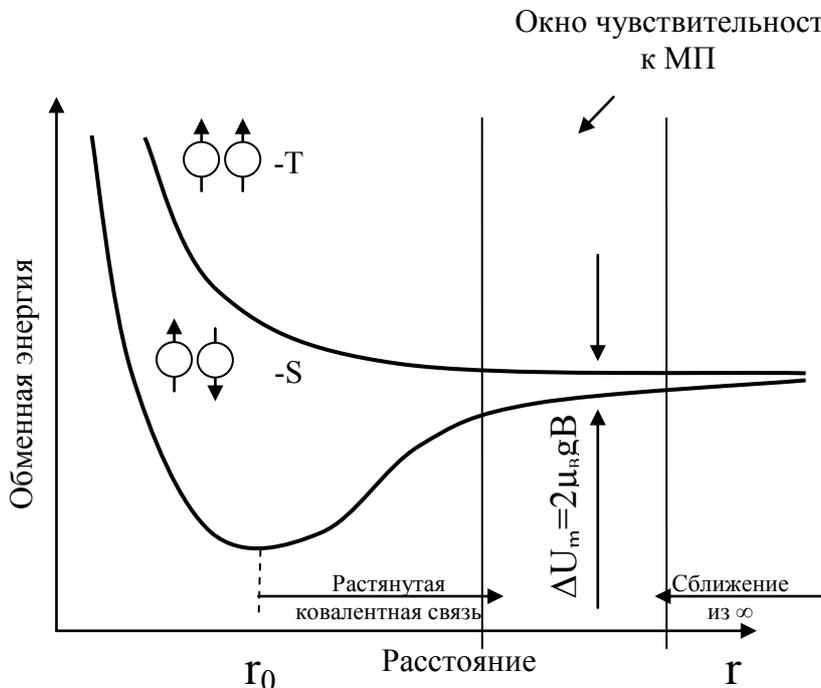


Рис.4 Схема протекания спинзависимых реакций в скрещенных электромагнитных полях.

Существует синглетное S - состояние с  $\sum S_i = 0$  и триплетное T - состояние с  $\sum S_i = 1$  реакционных пар (РП) дислокация - парамагнитная примесь (ПП) в реакционной ячейке со спинами  $S = + - \frac{1}{2}$ , с чем связано торможение дислокаций примесью. Разница в величине обменной энергии  $U_T$  и  $U_S$ , т.е. ( $U_T - U_S$ ) на расстояниях  $r_0$  порядка межатомного для ковалентной связи составляет примерно 1 эВ. Под влиянием МП величиной  $B = 1$  Тл состояние РП не изменяется, поскольку структурному элементу передается энергия не более  $\mu_B g B = 10^{-4}$  эВ. Здесь  $g$  - фактор, который может иметь значение до 2 и более при развитых процессах спиновой конверсии. На больших расстояниях  $r > r_0$  разница в величине обменных энергий исчезает и МП уже не может оказать

существенное влияние на структурные перестройки в твердом теле. В окне чувствительности к МП реализуется спиновое разупрочнение.

1. О.А.Троицкий, Электромеханический эффект в металлах, ПисьмаЖЭТФ, т.10, 18-22, 1969.
2. А.Я. Багаудинов, В.Г. Громов, Ю.И. Головин, О.А.Троицкий и др Структура и свойства перспективных материалов, г Томск, 2007 г, Изд-во НТЛ, 575.
3. Л.Б.Зуев, В.Е.Громов, И.Ф.Курилова ДАН СССР, 1978, т 239, №1, с 84
4. Троицкий О.А., Пластическая деформация металла, вызванная пинч-эффектом, Изв. АН СССР, сер. Физическая, № 6, 1977, С. 118 - 122.

## ИССЛЕДОВАНИЕ ПИНЧ-ЭФФЕКТА ДЕЙСТВИЯ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА ПО УСКОРЕНИЮ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ МЕТАЛЛА С ПОМОЩЬЮ ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АКСЕЛЕРОМЕТРОВ НА СПЛОШНЫХ И ТРУБЧАТЫХ ОБРАЗЦАХ РАЗЛИЧНЫХ МЕТАЛЛОВ И СПЛАВОВ ПРИ ЖЕСТКОМ ЗАКРЕПЛЕНИИ КОНЦОВ

О.А.Троицкий<sup>1</sup>, В.И.Стащенко<sup>1</sup>, Е.А.Правоторова<sup>1</sup> и О.Б.Скворцов<sup>1,2</sup>.

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, oatroitsky@rambler.ru

<sup>2</sup>ООО «Диамех 2000»

При воздействии импульсов тока на металлические образцы в виде проволоки действие выделяемого тепла и магнитодинамических сил может вызывать разрушение образца даже при единичном импульсном воздействии [1,2]. Металлические стержневые конструкции широко применяются в технике в качестве токопроводящих элементов в мощных генераторах, моторах и трансформаторах. Обеспечение прочности таких элементов является актуальной задачей с точки зрения обеспечения безопасности. Оценка вибрационной прочности токопроводящих элементов наряду с другими причинами требует также учета вибрационных эффектов, возникающих в самом проводнике как следствии скин-эффекта и пинч эффекта [3,4]. Как малоцикловые, так и многоцикловые воздействия механических напряжений на конструктивные элементы и повреждение этих элементов обычно описываются S-N диаграммой (диаграмма зависимости предельного допустимого механического напряжения в зависимости от числа циклов). В [5] было показано, что при механических испытаниях S-N диаграмма эквивалентна диаграмме зависимости предельного допустимого максимального ускорения от числа циклов. Длительные сроки эксплуатации промышленного оборудования и высокие частоты делают актуальным испытание при очень высоком числе циклов воздействия ускорений. Это особенно ярко проявляется при исследовании гигацикловой усталости [6]. Поскольку работа испытываемых образцов в реальных условиях, часто происходит при повышенных температурах, даже само проведение таких испытаний становится достаточно сложной задачей, поскольку испытательное оборудование должно иметь собственные прочностные характеристики еще более высокие, при воздействии повышенных температур Разработанный стенд исследования образцов на воздействие импульсного тока позволяет сравнительно просто решать такие задачи, поскольку не содержит механических движущихся элементов, а управление частотой, силой и нагреванием выполняется путем настройки электронной схемы управления. Контроль за осевой и радиальной составляющими

вибрации выполняется с использованием трехкомпонентного датчика вибрации и компьютерной системы контроля вибрации [7] на основе технологии виртуальных приборов пакета LabVIEW.

Важным преимуществом стенда, по сравнению обычных стендов для механических испытаний является его высокая надежность в следствии отсутствия подвижных частей а также простота управления и возможность изменять параметры механических возбуждений в широких пределах. В частности можно получить большую частоту циклических воздействий, практически невозможную на механических стендах испытания на вибрационную прочность.

Возникающие в моменты перехода от поверхностного распространения тока (скин-эффект) к действию радиальных сил сжатия (пинч-эффект), соответствующие переходным процессам импульса тока вызывают образование наряду с радиальными ускорениями, также и осевые ускорения, действующие на фоне температурного расширения в осевом направлении. Силы радиального сжатия при ограничении расширения в осевом направлении приводят к имплозии образца.

Радиальное и осевое ускорения коррелированы между собой и достигают максимальной величины в момент окончания фронта импульса тока. После окончания импульса тока в образце наблюдается затухающий колебательный процесс связанный с распространением продольных виброакустических колебаний.

Проявление статического по своей природе пинч-эффекта состоящего во взаимном притяжении отдельных проводников или частей одного проводника с силой пропорциональной величине тока, величине магнитного поля и длине проводника для одного целого проводника приводит к зависимости сил как квадрата плотности тока.

Если воздействие внешнего тока носит характер импульсов с достаточно крутыми фронтами, в моменты начала и окончания импульса заметное влияние оказывает на происходящие процессы и скин-эффект. В этом случае ток распространяется в основном по

поверхности проводника и после нарастания тока происходит перераспределение плотности тока по сечению, как показано на рис.2, что в частности вызывает за счет взаимодействия с собственным магнитным полем. Это иллюстрируется рис.1.

Хотя основным элементом при производстве элементов обмоток мощного электрооборудования является медь, как в виде стержней сплошного сечения, так и в виде полых трубок, серебро также часто применяется для поверхностного покрытия в целях снижения влияния скин-эффекта.

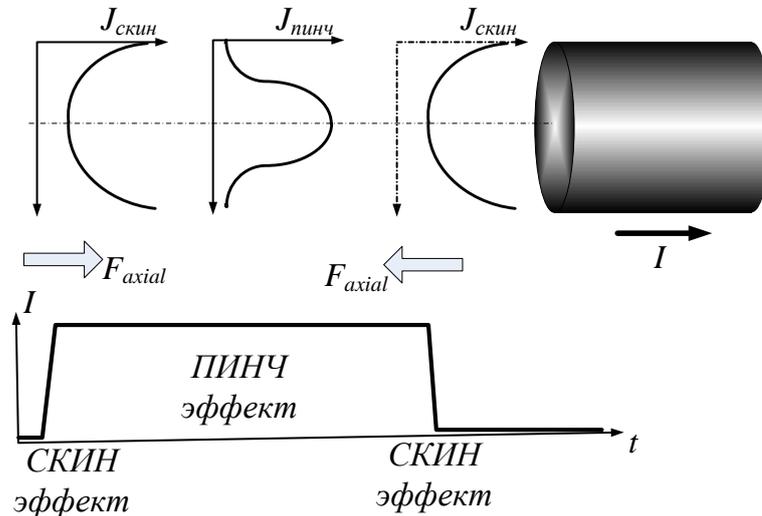


Рис.1. Перераспределение тока по сечению металлического проводника при действии импульсного тока под влиянием скин-эффектов на фронтах импульсов и пинч-эффекта во время действия импульса.

В рамках данной работы был проведен ряд экспериментов по оценке вибрационного отклика для сплошных и трубчатых образцов из алюминия, титана, латуни, меди, стали, серебра и золота. На рис.4 и 5 представлены зависимости ускорения от плотности тока различного диаметра из золота и серебра.

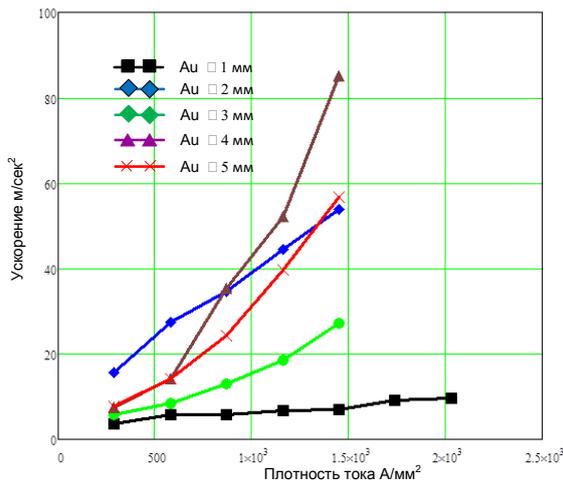


Рис.2. Зависимость радиального ускорения от величины плотности тока для образцов в виде цилиндрических стержней из золота.

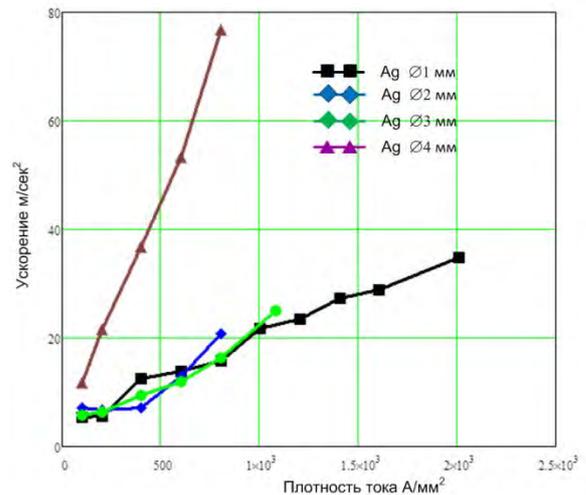


Рис.3. Зависимость радиального ускорения от величины плотности тока для лупоухов в виде цилиндрических стержней из серебра.

На рис.4 представлены зависимости для медной трубки. Изменяемые ускорения, при необходимости, могут быть пересчитаны в механические напряжения, как показано на рис.5.

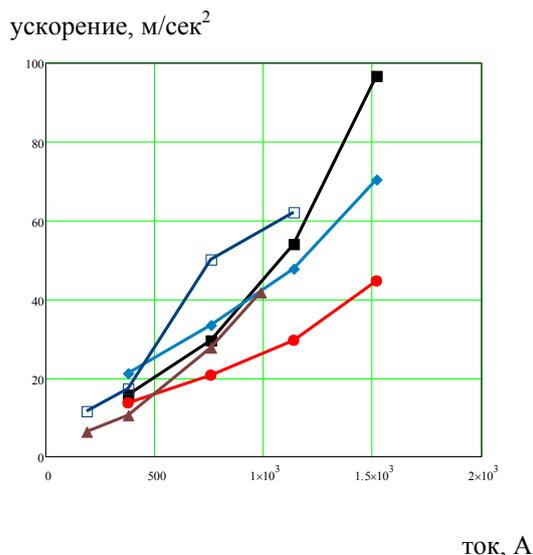


Рис.4. Зависимость максимального ускорения в радиальном направлении от величины тока для медной трубки диаметром 6 мм (5 мм) – черный, 7,7 мм (6 мм) – синий, 11,5 мм (9,5 мм) – красный, 16 мм (12,8 мм) – коричневый и 22 мм (19,8 мм) – зеленый. В скобках внутренний диаметр.

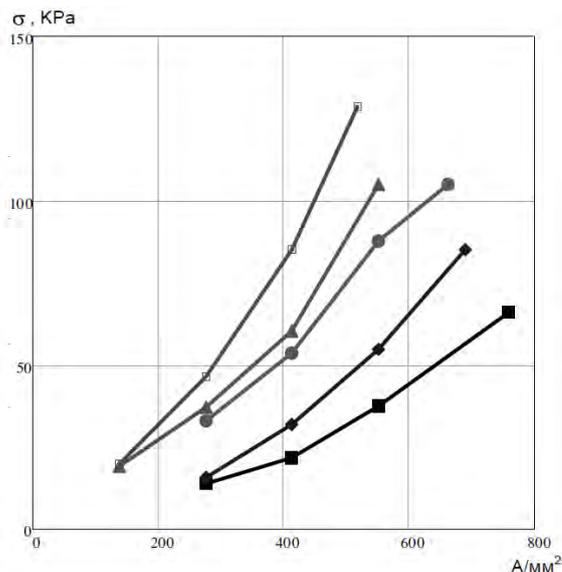


Рис.5. Зависимости возникающих радиальных механических напряжений для образцов в виде медной трубки с внешним диаметром 6 (■ ■ ■), 7,7 (◆ ◆ ◆), 11,5 (□ □ □), 16 (▲ ▲ ▲), и 22 (● ● ●) мм.

Пересчет с учетом влияния веса пьезо-электрического акселерометра выполняется с использованием соотношений:

$$\sigma = \frac{a_y \cdot (M_s + m \cdot 2 \cdot (R_1^2 - R_2^2)) \theta_{\max}}{4 \cdot R_1 \cdot R_3 \cdot \sin \theta_{\max}}$$

при

$$\theta_{\max} = \begin{cases} \frac{\pi}{4}, & \text{если } D_3 \geq D_1 \\ \arctg \frac{D_3}{D_1}, & \text{если } D_3 < D_1 \end{cases}$$

где  $D_1$  внешний диаметр трубки  $R_1 = D_1/2$

$D_2$  внутренний диаметр трубки  $R_2 = D_2/2$

$M_s = 5 \times 10^{-3}$  масса датчика

$D_3$  диаметр ситалловой прокладки  $R_3 = D_3/2$

$a$  измеренное ускорение

$m$  удельная плотность

На рис.5, в качестве примера, представлены зависимости механического напряжения от плотности тока.

#### Вывод

Разработанная методика испытаний позволяет простыми аппаратными средствами проводить испытание токопроводящих элементов из металла в широком диапазоне воздействий, а также исследовать воздействие импульсных нагрузок на свойства материалов.

1. Jan Nasilowski Phenomena Connected with the Disintegration of Conductors Overloaded by Short-Circuit Current (in Polish) Przegląd Elektrotechniczny, 1961, p.397-403.
2. Lukyanov A., Molokov S. Do we need to recourse to Ampere-Neumann electrodynamics to explain wire fragmentation in the solid state? - arXiv: physics/0012029v1 [physics.class-ph] 14 Dec 2000.
3. О.А. Троицкий, Ю.В. Баранов, Ю.С. Аврамов и А.Д. Шляпин, Физические основы и технологии обработки современных материалов ( теория, технологии, структура и свойства), том 1 и том 11 Изд-во АНО ИКИ ( Москва - Ижевск ) 2004 г , 563 стр и 467 с.
4. О.А. Троицкий, Изв. АН СССР, сер. № 6 , 118 - 122, 1977, Пластическая деформация металла, вызванная пинч-эффектом
5. Lenk A., Rehnitz J. Schwingungsprüftechnik. Veb verlag technik, Berlin, 1974 // Перевод А. Ленк, Ю. Ренитц. Механические испытания приборов и аппаратов. Мир, М., 1976, 272с.
6. Claude Bathias, Paul Croce Paris. Gigacycle Fatigue in Mechanical Practice. September 13, 2004 by CRC Press - 328 p.
7. Скворцов О.Б. Контроль вибрации с применением аппаратуры National Instruments. Сборник трудов XII международной научно-практической конференции "Инженерные и научные приложения на базе технологий National Instruments 2013. NIDaysXII ежегодная конференция компании National Instruments", ДМК М., 2013, с.78-80.

## ДЕФОРМАЦИОННОЕ НАНОСТРУКТУРИРОВАНИЕ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ КАК РЕЗУЛЬТАТ СТРУКТУРНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ УСЛОВИЯ СОВМЕСТНОСТИ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Ф.З. Утяшев<sup>1</sup>, Р.Ю. Сухоруков<sup>2</sup>

<sup>1</sup>Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, г.Уфа, Россия, ufz1947@mail.ru

<sup>2</sup>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;

Ультрамелкозернистые (УМЗ) и наноструктурные (НС) состояния придают материалам высокие прочностные свойствами при нормальной температуре и сверхпластические свойства при повышенной температуре. Это позволяет при изготовлении деталей использовать технологические свойства таких материалов, а при эксплуатации высокие конструкционные свойства. Существующие методы получения УМЗ и НС материалов, так или иначе, основываются на пластической деформации. Актуальной задачей является разработка эффективных деформационных методов, обеспечивающих максимальное измельчение зерен. В работе показано, что решение такой задачи должно учитывать условия совместности деформации на макро-, мезо- и микроуровнях. В том числе вклад ротационной компоненты тензора дисторсии.

**Цель.** Для получения объемных УМЗ и НС материалов с размером зерен 1-10 мкм и вплоть до нескольких нанометров используют методы интенсивной пластической деформации (ИПД) [1-3]. Большинство работ в области интенсивных и больших пластических деформаций посвящены преимущественно структурным механизмам и превращениям, происходящим в материалах [1,4]. Между тем для разработки эффективных технологий получения УМЗ и НС материалов важна также связь структурных изменений с макроскопическими закономерностями пластической деформации (деформированным состоянием).

В этой связи в данной работе поставлена задача - выявить физико-механические причины фрагментации, обеспечивающие эффективное формирование УМЗ и НС состояний в металлах на основе механического и структурного представления совместности пластической деформации. Поскольку условие совместности деформации является прямым следствием закона сохранения вещества, то поставленная задача ставится исходя из «первопринципов» строения и пластической деформации материалов.

### 1. Механическое представление совместности пластической деформации

Пусть некоторое твердое тело под воздействием в общем случае сил и моментов сил подвергается пластической деформации, т.е. изменяет свою форму и размеры без нарушения сплошности. Если в нем до деформации мысленно выделить пространственную сетку линий, составленную из декартовых координат или в качестве таковой для кристаллических материалов использовать «естественные» линии - кристаллографические оси, то при деформации прямые линии неизбежно подвергнутся искривлению - дисторсии и, в целом сетка приобретет некоторый изгиб и кручение.

В каждой материальной точке дисторсия определится соответствующим тензором  $\hat{\beta}$ , по

отношению к которому условие совместности пластической деформации имеет вид:

$$\text{rot } \hat{\beta} = 0 \quad (1)$$

Отметим, что по определению  $\hat{\beta} = \text{grad } \mathbf{u}$ , где  $\mathbf{u}$  вектор смещения точки, т.к.  $\text{rot grad } \mathbf{u} = 0$ , то отсюда выполняется (1)

Деформация в окрестности материальной точки, как известно, определяется симметричной частью тензора дисторсии  $\hat{e}$ . Антисимметричная часть этого тензора представляет собой чистый поворот материальной точки, как единого целого  $\hat{\omega}$ .

Заменяя в (1) тензор дисторсии  $\hat{\beta}$  суммой получим компонент:

$$\text{rot } \hat{e} = -\text{rot } \hat{\omega} \quad (2)$$

Таким образом из механического представления совместности деформации вытекает существование при пластической деформации двух поворотов: активного поворота, обусловленного формоизменяющей (сдвиговой) модой деформации и равного ему по величине, но противоположного по направлению реактивного поворота, обусловленного действием ротационной моды деформации.

### 2. Структурное представление совместности пластической деформации

Для кристаллических материалов дифференциальное условие совместности можно записать в виде [2,3]:

$$\text{rot } \sum_{k=1} \rho_k \lambda_k \hat{T}_k = -\text{rot } \sum_{k=1} \rho_k \lambda_k \hat{R}_k \quad (3)$$

где соответственно  $\hat{T}_k = 0,5(\vec{n}\vec{b} + \vec{b}\vec{n})_k$  и  $\hat{R}_k = 0,5(\vec{n}\vec{b} - \vec{b}\vec{n})_k$  симметричная и не симметричная части двухвалентного тензора для  $k$ -той системы скольжения дислокаций. Здесь  $\rho_k$  - плотность дислокаций,  $\lambda_k$  - средняя длина пробега дислокаций,  $\vec{n}, \vec{b}$  - нормаль к плоскости сколь-

жения и вектор Бюргерса для  $k$ -той системы скольжения в зерне.

Условие совместности пластической деформации (3) выполнится, если выполнится условие

$$\sum \bar{n}\bar{b} = 0 \quad (4)$$

Физически это условие выполняется приближенно - путем замены множества большеугловых границ зерен большим множеством малоугловых границ субзерен, которые дислокации способны легко преодолевать при деформации. Так и происходит на практике. Вместо зерен возникают микрополосовые структуры, содержащие в своем объеме малоугловые ячейки (блоки) размером порядка 0.1 мкм. Большеугловые границы микрополос вследствие разрыва скоростей и возникновения проскальзывания между ними также не препятствуют их пересечению дислокаций. Таким образом преобразование исходной зеренной структуры во фрагментированную структуру, происходящее вследствие эволюции дислокационной структуры, и является по существу структурным условием обеспечения совместности деформации.

### 3. Физическая связь между структурными и макроскопическими изменениями металла при деформации

Основными носителями деформации в металлах, реализующими сдвиг между его частями и приводящие к его формоизменению, являются дислокации. Акт деформации реализуется (заканчивается) если отдельные части рожденных петель решеточных дислокаций выходят на внешнюю поверхность деформируемого металла. На микроуровне это означает возможность беспрепятственного перемещения потока дислокации на внешнюю поверхность.

Запишем этот процесс в виде векторного уравнения Остроградского- Гаусса ,

$$k \iiint_V \nabla \cdot \bar{b} dV = \iint_A \bar{b} dA \quad (5),$$

где  $k$  - коэффициент, учитывающий долю выхода дислокаций на внешнюю поверхность,  $\hat{\alpha}$  - тензор плотности дислокаций,  $b_n$  нормальная к поверхности компонента вектора Бюргерса,  $V$  и  $A$  - соответственно объем и площадь поверхности деформируемого металла. Коэффициент  $k_s$  ограничен неравенствами:  $0 < k_s < 1$ . Действительно, если положить  $k_s = 0$ , то уравнение (5) теряет смысл, а значение  $k_s = 1$  противоречит эксперименту. Для холодной деформации, свойственной ИПД, значение  $k_s$  можно определить из условия компромисса. С одной стороны в таких условиях в металлах

накапливается практически максимальная плотность дислокаций, с другой стороны при деформации всегда выполняется принцип Бишопа - Хилла - максимума работы пластического сдвига. Компромисс достигается при  $k = 0,5$ .

Отсюда получим равенство между параметром кривизны образца  $k_s$  и тензорной плотностью дислокаций  $\alpha$  [2,3-5]:

$$k_s = \frac{\Delta A}{V} = \frac{Nbl}{V} = \rho' b = \alpha \quad (6)$$

где  $\Delta A$  - приращение площади внешней поверхности деформируемого образца,  $V$  - объем образца,  $N$  и  $l$  - число и длина сегментов дислокационных петель, вышедших на поверхность,  $\rho'$  - плотность зарядовых дислокаций (дислокаций одного знака или иначе геометрически необходимых дислокаций).

Уравнение (6) связывает макроскопический параметр -  $k_s$  с мезоструктурным параметром  $\alpha$ , т.е. между приращениями кривизны - кручения кристаллической решетки и приращением площади очага деформации, отнесенной к его объему. Используя это уравнение нетрудно, как показано в работах [2,6,7], определить средний размер измельченных при деформации зерен, выявить условия деформации, обеспечивающие максимальное накопление в материалах тензорной плотности дислокаций и соответственно минимальный размер сформированных зерен.

1. Валиев Р.З, Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М.: Логос, 2000. 272 с.
2. Утяшев Ф.З. Современные методы интенсивной пластической деформации. Уфа 2008. РИК УГАТУ. 313 с
3. Утяшев Ф.З. Рааб Г.И. Деформационные методы получения и обработки ультрамелкозернистых и наноструктурных материалов Уфа: Гилем и НИК Башк. энцикл. 2013. 376 с. .
4. Рыбин В.В. Большие пластические деформации и разрушение металлов. М.: Металлургия 1986. 224 с.
5. Utyashev, F.Z. The model of structure refinement in metals at large deformations and factors effecting grain sizes [Текст] / F.Z.Utyashev, G.I.Raab // Reviews on Advanced Materials Science.- 2006.-V.11.- P.137-151.
6. Утяшев, Ф.З. Связь между деформированным и структурным состояниями при интенсивной пластической деформации [Текст]// Кузнечно - штамповочное производство. Обработка металлов давлением, 2011. №6. 25-33
7. Утяшев, Ф.З. Площадь поверхности фрагментов, зерен и образца при больших холодных деформациях металлов и влияние поверхности и очага деформации на измельчение структуры[Текст] / Ф.З.Утяшев, Г. И. Рааб // ФММ, 2006.- Том 101.- №3.- С.311-322.

## ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ СКОЛЬЖЕНИЯ

Федоров С.В.

ФГБОУ ВПО «Калининградский государственный технический университет», г. Калининград, Россия;  
fedorov@klgtu.ru

**Исходные или нулевые аксиомы трения.** Сегодняшний анализ совокупного множества современных исследований по трению можно представить в виде трех тезисов (возможны и другие) сущностного свойства, которые принимаются многими исследователями как бесспорно доказанными относительно наиболее характерных свойств обобщенной модели. А именно:

1. Трение - явление сопротивления относительно перемещению (движению) поверхностей, локализованное в точках контакта по касательной к ним;

2. Трение - процесс преобразования (трансформации) энергии внешнего механического движения в другие виды энергии, и в основном, в тепловую;

3. Трение - процесс упругопластической деформации и разрушения, локализованный в тонких поверхностных слоях материалов пары трения.

В качестве метода дальнейшего исследования, указанных выше исходных аксиом трения, автор считает целесообразным применять метод эргодинамики деформируемых тел [1-4].

Эргодинамика деформируемых тел, как комплексная теория, представляет собой синтез наиболее общих законов термодинамики необратимых процессов, молекулярной кинетики (термоактивационный анализ) и теории дислокаций в их взаимной диалектической связи на базе основного закона природы - закона о сохранении энергии при ее превращениях.

**Термодинамический анализ процесса трения.** Как известно, трение характеризуется произведением сил трения  $F$  и пути трения  $l$ , т.е. работой  $W_T$ , затрачиваемой на преодоление сил трения:

$$W_T = F \cdot l. \quad (1)$$

В наиболее общем случае работа сил трения складывается из работы упругого и пластического деформирования и разрушения контактных объемов и работы, затрачиваемой на преодоление сил вязкого трения и разрушения смазочного материала:

$$W_T = W_T^y + W_T^{nl} + W_{cm}. \quad (2)$$

Для частного случая трения без смазки ( $W_{cm} \cong 0$ ) и в условиях установившегося (развитого) трения, когда работой сил упругого

деформирования можно пренебречь, в силу их малости, работа трения  $W_T$  будет определяться в основном работой сил пластического деформирования поверхностей (контактных объемов)  $W_T^{nl}$ :

$$W_T = W_T^{nl} = W_{T1}^{nl} + W_{T2}^{nl}. \quad (3)$$

Здесь  $W_{T1}^{nl}, W_{T2}^{nl}$  - работа пластического деформирования контактных объемов материала вала (1) и подшипника (2).

Согласно уравнению энергетического баланса процесса пластической деформации и разрушения [1-4] работу  $\omega_T$  внешних сил  $F$  при трении на пути  $l$  для единицы деформируемого (контактного) объема можно представить следующим образом:

$$\omega_T = \Delta u_e + q \quad \text{или} \quad \dot{\omega}_T = \dot{u}_e + \dot{q}. \quad (4)$$

В уравнении (4)  $\dot{\omega}_T = d\omega_T/dt$  - мощность трения (диссипации) энергии;  $\dot{u}_e = du_e/dt$  - скорость накопления скрытой энергии в деформируемых (контактных) объемах;  $\dot{q} = dq/dt$  - мощность теплового эффекта пластической деформации (трения).

Поскольку при трении деформируются контактные объемы обоих материалов, составляющих пару трения (см. рис. 1), уравнения (4) следует записать как

$$\omega_T = \Delta u_{e1} + \Delta u_{e2} + q_1 + q_2; \quad (5)$$

$$\dot{\omega}_T = \dot{u}_{e1} + \dot{u}_{e2} + \dot{q}_1 + \dot{q}_2. \quad (6)$$

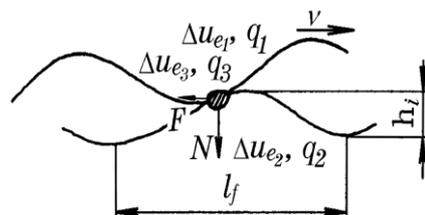


Рис. 1 Условная схема контакта металлов при трении

Полученные уравнения (4)-(6) представляют процесс трения как сложное противоречивое (конкурентное)

**диалектическое явление**, характеризующееся одновременным протеканием в деформируемых (контактных) объемах материалов пары трения двух взаимосвязанных и противоположных групп микроскопических процессов, связанных с ростом плотности скрытой энергии  $\Delta u_e$  различного рода дефектов и повреждений, зарождающихся и накапливающихся в системе вследствие работы внешних сил  $\omega_T$ , и снижением ее в силу возврата (диссипации)  $q$ .

Противоречивость (конкурентность) процесса трения обуславливается физическим существом явления деформирования [4]. Известно, что каждая дислокация и другие дефекты и повреждения создают вокруг себя поле упругих напряжений, а на их образование (зарождение) в материале затрачивается строго определенная работа внешних сил  $\omega_p$ . Следовательно, каждый из указанных дефектов является носителем избыточной потенциальной энергии  $\mu_i$ , что обуславливает изменение потенциальной составляющей внутренней энергии  $\Delta u_e$  деформируемых объемов материалов, и приводит их в неустойчивое термодинамическое состояние. Поэтому процесс зарождения в деформируемых объемах материала различного рода дефектов и повреждений не может идти беспредельно, так как одновременно с ним идут процессы возврата (отдыха), связанные с выходом дислокаций на поверхность или аннигиляцией дислокаций и других дефектов противоположных знаков, а также с «залечиванием» обратимых (неустойчивых) нарушений сплошности (пор, трещин и др.). Этот процесс вызван тепловым движением элементарных частиц материала и протекает по закономерностям термодинамики. Степень и интенсивность этого возврата зависят от скорости деформаций, температуры и других условий, в которых протекает процесс.

По мере увеличения плотности скрытой энергии, накапливаемой в локальных объемах материала, при возврате все большая и большая часть дефектов успевает уничтожиться в процессе самой деформации. Процесс возврата сопровождается высвобождением скрытой энергии и трансформацией (превращением) ее в другие виды энергии, в основном в тепловую  $q$ .

Полученные уравнения (4)-(6) показывают, что с термодинамической точки зрения работу сил трения  $\omega_T$  (мощность трения  $\dot{\omega}_T$ ) можно условно разделить на две специфические части.

Первая часть работы трения  $\omega_T$  связана с изменением в деформируемых (контактных) объемах материалов скрытой (потенциальной) энергии  $\Delta u_{e1}$ ;  $\Delta u_{e2}$  различного рода элементарных дефектов и повреждений, зарождающихся и накапливающихся в

деформируемых объемах. Эта энергия является однозначной и интегральной характеристикой субмикро- и микроструктурных изменений, которые протекают в пластически деформируемых объемах материалов [1-4]. Она является мерой деформационного упрочнения и повреждаемости материалов.

Вторая часть работы трения  $\omega_T$  связана с процессами динамического возврата, сопровождающимися высвобождением скрытой энергии и тепловым эффектом трения  $q_1, q_2$ . Эта энергия связана с движением и уничтожением различного рода элементарных дефектов противоположных знаков, выходом их на поверхность, залечиванием обратимых субмикроскопических нарушений сплошности и т.д.

В наиболее общем случае уравнения (5) и (6) следует представить с учетом реального (не единичного) размера трибоконтакта  $V_f$ :

$$W_T = \Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + Q_1 + Q_2 = \Delta U_{e\Sigma} + Q_{\Sigma}; \quad (7)$$

$$\dot{W}_T = \dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 = \dot{U}_{e\Sigma} + \dot{Q}_{\Sigma}, \quad (8)$$

где  $\Delta U_{e\Sigma} = \Delta u_{e1} V_{f1} + \Delta u_{e2} V_{f2}$  и  $\dot{U}_{e\Sigma} = \dot{u}_{e1} V_{f1} + \dot{u}_{e2} V_{f2}$  - изменение и скорость изменения накопленной скрытой энергии в контактных объемах пары трения;  $Q_{\Sigma} = q_1 V_{f1} + q_2 V_{f2}$  и  $\dot{Q}_{\Sigma} = \dot{q}_1 V_{f1} + \dot{q}_2 V_{f2}$  - мощность и тепловой эффект трения;  $V_{f1}, V_{f2}$  - контактные (деформируемые) объемы материалов пары трения.

Решая уравнения (7), (8) относительно силы трения, получим обобщенные уравнения для силы трения:

$$F_l = \frac{\Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + Q_1 + Q_2}{l} = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{l} + \frac{Q_{\Sigma}}{l}; \quad (9)$$

$$F_t = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{v} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{v} + \frac{\dot{Q}_{\Sigma}}{v}. \quad (10)$$

Здесь  $F_l$  и  $F_t$  - значение силы трения, соответствующей пути трения  $l$ , и соответственно ее значение в единицу времени  $t$ .

Разделив обе части уравнений (9) и (10) на нормальную силу  $N$ , представим обобщенные уравнения для коэффициента трения  $\mu$ :

$$\mu_l = \frac{\Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + Q_1 + Q_2}{Nl} = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{Nl} + \frac{Q_{\Sigma}}{Nl}; \quad (11)$$

$$\mu_t = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{Nv} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{Nv} + \frac{\dot{Q}_{\Sigma}}{Nv}. \quad (12)$$

Здесь  $\mu_l$  и  $\mu_t$  - значения коэффициента трения на пути  $l$  и, соответственно, его значение в единицу времени  $t$ .

При рассмотрении уравнений (9) - (12) необходимо отметить, что уравнения (10) и (12) более «локальные», т.е. характеризуют динамику процесса трения. Поскольку работа трения  $W_T$  определяется по выбранному интервалу пути трения  $l$ , то закономерности изменения силы трения и коэффициента трения на этом пути не учитываются работой  $W_T$ . Поэтому для определения мгновенных (в единицу времени) значений силы и коэффициента трения необходимо пользоваться зависимостями (10) и (12), которые решены относительно мощности трения.

Таким образом, **термодинамический анализ процесса пластической деформации и разрушения объема твердого тела позволяет получить обобщенные (двучленные) зависимости для силы трения  $F$  и коэффициента трения  $\mu$** , что соответствует современным представлениям о двойственной природе трения [5,6 и др.]. Обозначив в формуле (10) составляющую трения, связанную с процессами накопления скрытой энергии деформации, как  $F_{МЕХ}$ , а составляющую трения, связанную с тепловым эффектом трения, как  $F_{МОЛ}$ , получим известные выражения молекулярно-механической [5] или адгезионно-деформационной (при соответствующих переобозначениях) [6] теорий трения

$$F = F_{МЕХ} + F_{МОЛ} \cong F_{ДЕФ} + F_{АДГ}. \quad (13)$$

Здесь

$$F_{МЕХ(ДЕФ)} = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2}}{\nu} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{\nu}; \quad (14)$$

$$F_{МОЛ(АДГ)} = \frac{\dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{\nu} = \frac{\dot{Q}_\Sigma}{\nu}. \quad (15)$$

Соответственно формулу (16) можно преобразовать к виду

$$\mu = \mu_{МЕХ} + \mu_{МОЛ} \cong \mu_{ДЕФ} + \mu_{АДГ}. \quad (16)$$

Здесь

$$\mu_{МЕХ(ДЕФ)} = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2}}{N\nu} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{N\nu}; \quad (17)$$

$$\mu_{МОЛ(АДГ)} = \frac{\dot{Q}_1 + \dot{Q}_2}{N\nu} = \frac{\dot{Q}_\Sigma}{N\nu}. \quad (18)$$

Как следует из уравнений (13) - (18), сила трения  $F$  и коэффициент трения  $\mu$  характеризуют двойственную диалектическую (конкурентную) природу процесса трения, связанную с ростом плотности скрытой энергии

$\Delta u_{e1}$  и  $\Delta u_{e2}$  различного рода дефектов и повреждений структуры и, соответственно, с деформационным упрочнением контактных объемов материалов трибопары (механическая (деформационная) составляющая трения [11,12 и др.]), а также с возвратом (диссипацией) накопленной энергии деформации и тепловым эффектом трения  $q_1$  и  $q_2$  (молекулярная (адгезионная) составляющая трения [11,12 и др.]).

Уравнения (9) - (12) устанавливают глубокую взаимную связь микроскопических и обобщенных параметров процесса трения  $\Delta u_{e1}$ ;  $\Delta u_{e2}$ ;  $q_1$ ;  $q_2$  с макроскопическими - внешними характеристиками процесса трения  $N$  и  $\nu$ . В предложенных обобщенных уравнениях трения учитываются как характеристики материала вала (контртела) -  $u_{e1}$ ;  $q_1$ , так и материала подшипника -  $u_{e2}$ ;  $q_2$ .

Согласно [1-4] тепловой эффект трения следует представить в виде суммы двух составляющих  $\Delta u_T$  и  $\bar{q}$ . Первая составляющая  $\Delta u_T$  представляет тепловой эффект трения в виде эффекта саморазогрева с температурой  $T_f$ :

$$\Delta u_T = \int_{\theta}^{T_f} \rho c dT, \quad (19)$$

где  $\theta$  - температура материала до деформирования;  $\rho$ ,  $c$  - плотность и теплоемкость материала.

Вторая составляющая  $\bar{q}$  представляет так называемую «транзитную» составляющую [1-4] теплового эффекта трения, которая по существу характеризует динамическую диссипативную составляющую трения [7].

Таким образом, согласно [1-4] тепловой эффект пластической деформации при трении следует представить как сумму двух составляющих:

$$q = \Delta u_T + \bar{q}. \quad (20)$$

Накапливаемая в деформируемом объеме тела внутренняя энергия  $\Delta u$  определяется так же суммой двух составляющих: потенциальной (скрытой)  $\Delta u_e$  и кинетической (тепловой)  $\Delta u_T$ :

$$\Delta u = \Delta u_e + \Delta u_T. \quad (21)$$

Эта энергия [4] связана с повреждаемостью материала  $\Delta u_e$  и его термическим разупрочнением  $\Delta u_T$ , следовательно, является опасной и ответственной за разрушение.

Эти составляющие трения следует идентифицировать как составляющую механической активации и повреждаемости и составляющую термической активации и

повреждаемости. Все промежуточные значения в соотношении между потенциальной и тепловой составляющими изменения при повреждаемости (разрушении) относятся либо к квазихрупким, либо квазивязким разрушениям (повреждаемости).

В соответствии с (19) - (21) уравнения энергетического баланса процесса трения (7) и (8) можно преобразовать к виду

$$W_T = \Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + \Delta U_{T1} + \Delta U_{T2} + \bar{Q}_1 + \bar{Q}_2 = U_{e\Sigma} + \Delta U_{T\Sigma} + \bar{Q}_\Sigma; \quad (22)$$

$$\dot{W}_T = \dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{U}_{T1} + \dot{U}_{T2} + \dot{\bar{Q}}_1 + \dot{\bar{Q}}_2 = \dot{U}_{e\Sigma} + \dot{U}_{T\Sigma} + \dot{\bar{Q}}_\Sigma. \quad (23)$$

Соответственно для силы трения  $F$  и коэффициента трения  $f$  уравнения (9) - (12) также преобразуются к виду

$$F_l = \frac{\Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + \Delta U_{T1} + \Delta U_{T2} + \bar{Q}_1 + \bar{Q}_2}{l} = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{l} + \frac{\Delta U_{T\Sigma}}{l} + \frac{\Delta \bar{Q}_\Sigma}{l}; \quad (24)$$

$$F_t = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{U}_{T1} + \dot{U}_{T2} + \dot{\bar{Q}}_1 + \dot{\bar{Q}}_2}{v} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{v} + \frac{\dot{U}_{T\Sigma}}{v} + \frac{\dot{\bar{Q}}_\Sigma}{v}; \quad (25)$$

$$\mu_l = \frac{\Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + \Delta U_{T1} + \Delta U_{T2} + \bar{Q}_1 + \bar{Q}_2}{Nl} = \frac{\Delta U_{e\Sigma}}{Nl} + \frac{\Delta U_{T\Sigma}}{Nl} + \frac{\bar{Q}_\Sigma}{Nl}; \quad (26)$$

$$\mu_t = \frac{\dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{U}_{T1} + \dot{U}_{T2} + \dot{\bar{Q}}_1 + \dot{\bar{Q}}_2}{Nv} = \frac{\dot{U}_{e\Sigma}}{Nv} + \frac{\dot{U}_{T\Sigma}}{Nv} + \frac{\dot{\bar{Q}}_\Sigma}{Nv}. \quad (27)$$

Соотношения между составляющими энергетического баланса (22) - (27) процесса трения  $\Delta u_{e1}$  и  $\Delta u_{e2}$ ,  $\Delta u_{T1}$  и  $\Delta u_{T2}$ , а также  $\bar{q}_1$  и  $\bar{q}_2$  изменяются в широких пределах и определяются физико-химическими свойствами материалов, составляющих пару трения, их структурой и условиями процесса трения. Подобное многообразие частных соотношений между составляющими энергетического баланса процесса трения и определяет собственно все многообразие частных (граничных) проявлений процесса трения и износа.

По величине этих соотношений можно судить о поведении материалов при трении в данных (конкретных) условиях трения (деформирования) и износе (разрушении), т.е. судить обобщенно о состоянии трибосистемы.

Выполняя термодинамический анализ процесса трения, необходимо отметить одно обстоятельство принципиального характера, связанное с фундаментальным понятием трибологии - понятием о «третьем теле» [8]. В наиболее общем случае уравнения баланса энергии при трении (7) и (8) следует записать в виде

$$W_T = \Delta U_{e1} + \Delta U_{e2} + \Delta U_{e3} + Q_1 + Q_2 + Q_3; \quad (28)$$

$$\dot{W}_T = \dot{U}_{e1} + \dot{U}_{e2} + \dot{U}_{e3} + \dot{Q}_1 + \dot{Q}_2 + \dot{Q}_3. \quad (29)$$

Они учитывают составляющие  $\Delta u_{e3} V f_3$  и  $q_3 V f_3$ , характеризующие схему деформируемого контакта с учетом возникновения и существования «третьего тела». Для частного случая локализации трения в объеме «третьего тела» уравнения (28) и (29) преобразуются к виду

$$W_T = \Delta U_{e3} + Q_3; \quad (30)$$

$$\dot{W}_T = \dot{U}_{e3} + \dot{Q}_3. \quad (31)$$

Данная запись уравнений энергетического баланса энергии при трении не противоречит рассуждениям, приведенным выше, дополняет их и обладает более широкой физической обоснованностью.

Таким образом, выполненный термодинамический анализ процесса трения как процесса упругопластической деформации и разрушения, локализованного в тонких поверхностных объемах материалов пары трения, показывает, что в основе явления трения и износа лежат две противоречивые взаимосвязанные и одновременно протекающие в поверхностных (деформируемых) слоях материалов пары трения тенденции - рост плотности скрытой энергии  $\Delta u_{e1}$ ;  $\Delta u_{e2}$  за счет работы внешних (деформирующих) сил  $\omega_T$  и снижение (высвобождение) ее за счет различного рода релаксационных процессов, протекающих в деформируемых объемах твердого тела; при этом первая тенденция связана с деформационным упрочнением (наклепом), а вторая - с динамическим возвратом (отдыхом)  $q_1$ ;  $q_2$ . Интенсивность указанных процессов определяется соответственно скоростью изменения плотности скрытой энергии  $\dot{u}_e$  и скоростью теплового эффекта пластической деформации (трения)  $\dot{q}$ .

Данная формулировка феномена трения и износа наиболее полно соответствует современным представлениям о сущности трения как явления (процесса) диссипации энергии [7]. Согласно выполненному термодинамическому анализу процесса трения, упруго-пластическая деформация материалов является основным

обобщенным механизмом (каналом) трансформации и рассеяния внешнего механического движения при трении.

Наиболее важным результатом термодинамического анализа процесса трения являются полученные обобщенные уравнения трения (7) - (12), которые, по сути, можно рассматривать как уравнения совместности трибосистемы. Они описывают совместную работу (деформацию) трущихся поверхностей и решены относительно обобщенных интегральных параметров состояния материалов трибосистемы. Для рассмотрения особенностей совместной работы трущихся поверхностей необходим дальнейший анализ обобщенных уравнений трения с учетом возможных (наиболее типичных) граничных условий существования трения.

На термодинамический анализ процесса трения, необходимо распространить основной вывод термодинамического анализа пластической деформации и разрушения твердых тел [1-4], согласно которому «...в качестве структурного параметра необходимо принимать не всю величину накопленной пластической деформации, а только ее часть, связанную с деформационным упрочнением. Эта деформация однозначно и интегрально определяется плотностью потенциальной составляющей внутренней энергии, т.е. плотностью, так называемой скрытой энергии  $\Delta u_e$  различного рода дефектов и повреждений, накапливаемых в пластически деформируемых объемах материалов.

Вторая часть пластической деформации, контролируемая релаксационными процессами, связанными с динамическим возвратом (отдыхом), следовательно, с тепловым эффектом, обусловлена «квазивязким» течением твердого тела. Эта составляющая пластической деформации не связана с изменением структурного состояния материала и хорошо наблюдается, например, при стационарной ползучести».

И далее: «Для описания кинетики изменения структурного состояния деформируемого элемента твердого тела необходимо получить кинетическое уравнение состояния твердого тела, описывающее кинетику изменения в деформируемых объемах плотности потенциальной составляющей внутренней энергии  $\Delta u_e$ ».

Все это в полной мере относится и к термодинамическому анализу процесса трения. Поэтому следует записать: в качестве структурного (истинного) параметра деформируемых (контактных) объемов при трении необходимо принимать не всю величину накопленной пластической деформации (работы  $\omega_T$  (мощности  $\dot{\omega}_T$ ) трения), а только ее часть, связанную с деформационным упрочнением. Следовательно, в обобщенных соотношениях

трения (7) - (12) первые составляющие процесса, связанные с изменением величины плотности скрытой энергии  $\Delta u_e$  различного рода дефектов и повреждений, являются истинными характеристиками (параметрами состояния) трения, которые отражают истинное сопротивление деформируемых (контактных) объемов материалов пары трения относительно перемещению поверхностей.

Все возможные изменения различной физической природы, имеющие место в деформируемых объемах материалов пары трения в зависимости от условий трения и изменяющие величину  $\Delta u_e$ , однозначно же ею и отображаются и в совокупности с другими составляющими энергетического баланса трения ( $\Delta u_T$  и  $\bar{q}$ ) наиболее полно и столь же однозначно определяют и характеризуют смену закономерностей (вид) самого трения.

Предлагаемая выше физическая трактовка составляющих энергетического баланса процесса трения (7) - (12) имеет очень важное значение, ибо она позволяет сразу же определить объективное место истинных характеристик трения в общем энергетическом балансе и, что особенно ценно, - истинный физический смысл основной характеристики трения - коэффициента трения Г.Амонтона (Леонардо да Винчи).

**Энергетическая интерпретация коэффициента трения Леонардо да Винчи (Г.Амонтона).** Один из первых выводов анализа трения с позиций эргодинамики деформируемых тел - это энергетическая интерпретация (аксиома) Леонардо да Винчи (Амонтона) коэффициента трения. Для условий, характеризующих малыми скоростями скольжения и незначительным тепловым эффектом трения ( $Q \cong 0$ ) уравнение энергетического баланса трения (11) представляет коэффициент трения Амонтона в обобщенном виде как

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\Delta U_e}{Nl}; \quad F = \frac{\Delta U_e}{l}; \quad Q \cong 0. \quad (32)$$

Следовательно, коэффициент трения Леонардо да Винчи (Амонтона) имеет глубокий физический смысл. С одной стороны, это параметр, характеризующий обобщенно сопротивление относительно перемещению (движению) поверхностей, ибо он отражает долю энергии, которая «уничтожается» трением в виде запасенной скрытой энергии  $\Delta U_e$ , по отношению к параметру  $Nl$ , который обобщенно количественно характеризует работу внешних сил (энергию внешнего относительного движения), совершающих на пути  $l$  работу. С другой стороны, это обобщенная характеристика повреждаемости, ибо он (коэффициент трения) определяется плотностью скрытой энергии  $\Delta u_e$ ,

характеризующей меру дефектности структуры и являющейся обобщенным параметром повреждаемости [1-4]. И здесь также можно сказать, что коэффициент трения однозначно отражает обобщенно структурное совершенство (несовершенство) деформируемого контактного объема, так как параметр  $\Delta U_e$  ( $\Delta U_e$ ) определяется энергией различного рода дефектов и повреждений, накапливаемых в пластически деформируемых объемах тела, и в соответствии с основным выводом термодинамической теории прочности [1-4] является обобщенной характеристикой структуры (структурный параметр).

В работе [7] было показано, что произведение  $N \cdot l$  эквивалентно произведению  $\mu^* \cdot N \cdot l$ , где величина  $\mu^*$  имеет единичное, т.е. балансовое значение. В единичном, балансовом значении коэффициента трения  $\mu^*$  и заключается физический смысл коэффициента трения Леонардо да Винчи. Отсюда следует, что работа внешних сил  $N \cdot l = \mu^* \cdot N \cdot l$  - это предельная работа, которая затрачивается в деформационном процессе трения на предельную активацию объема трения, т.е. работа, требуемая для доведения объема трения до состояния разрушения.

Исходя из вышеуказанной энергетической трактовки уравнения коэффициента трения Леонардо да Винчи (32), представляется возможность рассмотреть его в новом физическом смысле:

$$\mu = \frac{F}{N} = \frac{\Delta U_e}{N \cdot l} = \frac{\Delta U_e}{\mu^* N \cdot l} = \frac{\Delta U_e}{T \cdot l} = \frac{F_i}{F_*} = \frac{\tau_i}{\tau_*}. \quad (33)$$

Следовательно, коэффициент трения есть отношение удельной силы трения  $\tau_i$  к максимальной удельной силе трения  $\tau_*$ , которая есть произведение контактной нагрузки трения  $N$  и максимального балансового коэффициента трения  $\mu^* = 1$ . Балансовый коэффициент трения характеризует условие разрушения (нарушения фрикционной связи) объема трения  $V_f^*$  - условие нарушения равновесия тела на плоскости с трением по А.Парану или же разрушения по теории максимальных касательных напряжений ( $\mu^* = 1 = \operatorname{tg} 45^\circ$ ).

Процедура определения коэффициента трения, по сути, есть процедура сличения его с критическим (балансовым) коэффициентом трения, который характеризует условие нарушения фрикционной связи.

В заключении сформулируем аксиому о коэффициенте трения. Коэффициент трения как количественная мера сопротивления относительно перемещению отражает долю энергии внешнего движения, которая «уничтожается» трением, т.е. забирается от этого внешнего движения, за счет накопления контактными объемами внутренней энергии.

#### Выводы.

1. Энергетическая интерпретация коэффициента трения Леонардо да Винчи (Г.Амонтона), предложенная выше может рассматриваться как центральная аксиома трения.

2. Центральная аксиома трения раскрывает глубокий физический смысл коэффициента трения как основного и наиболее информативного параметра трения.

3. Применение данной аксиомы к анализу процесса трения позволяет рассматривать его как эволюционный феномен [7], подчиненный адаптивно-диссипативным закономерностям трансформации контактных объемов, вплоть, до наноструктурного (идеального) устройства, обладающего широкими путями практического применения инновационной значимости.

1. Федоров В. В. Эргодинамика и синергетика деформируемых тел / В. В. Федоров // Физико-химическая механика материалов. - 1988. - №1. - С.32-34.
2. Федоров В. В. Эргодинамическая концепция разрушения / В. В. Федоров // Проблемы прочности. - 1991. - №8. - С.48-58, №10. - С. 31-35.
3. Федоров В. В. Термодинамические аспекты прочности и разрушения твёрдых тел / Василий Васильевич Федоров. - Ташкент : ФАН, 1979.-186 с.
4. Федоров В. В. Кинетика повреждаемости и разрушения твёрдых тел / Василий Васильевич Федоров. - Ташкент : ФАН, 1985.-168 с.
5. Крагельский И. В. Основы расчётов на трение и износ / И. В. Крагельский, М. Н. Добычин, В. С. Комбалов. - М.: Машиностроение, 1977. - 526 с.
6. Боуден Ф. Ф. Трение и смазка твёрдых тел / Ф. Ф. Боуден, Д. Тейбор. - М.: Машиностроение, 1968. - 543 с.
7. Фёдоров С.В. Основы трибоэргодинамики и физико-химические предпосылки теории совместимости. - Калининград: КГТУ, 2003. - 415 с.
8. Основы трибологии (трение, износ, смазка): Учебник для технических вузов. 2-е изд. переработ. и доп. / А.В. Чичинадзе, Э.Д. Браун, Н.А. Буше, и др. / Под общей ред. А.В. Чичинадзе.- М.: Машиностроение, 2001.- 664 с.

## ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ МУФТ TiNi

У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [dinara.khasyanova@mail.ru](mailto:dinara.khasyanova@mail.ru)

Обеспечение высокого качества машин на весь срок эксплуатации за счет повышения надежности и герметичности комплектующих элементов, является одной из важнейших задач машиностроения и долговременных целей промышленности. Одним из основных факторов обеспечения надежности является применение новых материалов, обладающих специфическими свойствами [сверхупругость (СУ), эффект памяти формы (ЭПФ), жаропрочность, постоянство модуля упругости, физические и прочностные свойства в зависимости от анизотропии материала и т.д].

Сущность ЭПФ материала заключается в явлении сохранять деформированное состояние в одном температурном интервале долгое время, а при незначительном нагреве возвращаться в исходное состояние. Восстановление исходных размеров способствует к созданию внутри материала напряжений, значительно превосходящих напряжения, приложенные в процессе деформирования. На основании данного явления, разработаны высокотехнологичные процессы, позволяющие самому материалу осуществлять исполнительные действия [1,3].

Высокие характеристики параметров сплавов с ЭПФ на основе TiNi, такие как степень восстановления, развиваемые усилия, величина накопленной обратимой деформации при повышенной пластичности, высокая коррозионная стойкость, определяют перспективу его широкого применения в технике. Обеспечение высоких и стабильных термомеханических характеристик никелида титана в конкретных устройствах во всем интервале температур эксплуатации требуют умения варьировать параметрами ЭПФ и сверхупругости в широких пределах [4,5,6]. Научный подход к решению таких задач заключается в выяснении природы и механизмов проявления ЭПФ на основе глубоких исследований свойств материала.

Уникальные свойства сплавов с ЭПФ проявляются не только в том, что они обладают свойством «памяти формы», но и обладают сверхупругостью (СУ), которая может достигать до 10% от деформации. Эта деформация может проявляться в окрестностях интервалов МП, а при соответствующих металлургических и термомеханических переработках, распространяться до температур на 200°C превышающих интервал обратного МП. В промышленности принято маркировать сплавы, находящиеся в аустенитном состоянии - TiNi, а мартенситном – TiNi-K. Следовательно, можно иметь конструкции из материалов, обладающих свойством СУ в интервале температур эксплуатации. Это явление связано с ромбоэдрическим (R)

превращением [4]. Исследования электронной структуры и структурной неустойчивости TiNi, проведенные А.И. Лотковым показывают, что ромбоэдрическому превращению предшествует переход с изменением локализации электронов и изменением топологии поверхности Ферми. Уровень Ферми в TiNi расположен в окрестностях состояния острой плотности. Поэтому, даже небольшое повышение или снижение концентрации электронов или их перераспределение по энергии, приводит к изменению концентрации атомов Ni в матрице и изменению температур превращения [2].

Целенаправленную работу восстановления муфты при нагреве осуществляет материал. Генерируемые напряжения, в процессе восстановления размеров, определяются видами и последовательностями фазовых превращений.

Одним из направлений по применению таких сплавов для соединения трубопроводов является разработка и внедрение конструкций комплектующих элементов (типа муфт различных конфигураций), позволяющие разработать такие технологические процессы, которые обеспечивают качественное их изготовление. Высокая надежность и плотность монтажа (в том числе и в труднодоступных местах), низкая трудоемкость монтажно-сборочных работ, возможность осуществления ремонтно-восстановительных работ без промывки и последующего рентгеноконтроля позволяет рассматривать эти соединения как одно из перспективных направлений. Конструктивно для таких соединений возможно применение разнородных материалов и тонкостенных труб без термического разупрочнения с обеспечением вакуумной и водородонепроницаемой герметичности. Для эксплуатации трубопроводных систем во всех климатических условиях при давлении до 800 атм. и температуре от -120 °C до + 250 °C.

Как видно из рис1, соединительная муфта, по внутреннему диаметру D1, изготавливается с размером меньше внешнего диаметра соединяемых элементов трубопроводов. Муфта охлаждается ниже температуры фазового превращения (которая должна быть ниже минусовой температуры эксплуатации трубопроводов) и деформируется в радиальном направлении до размера d2, превышающего внешний диаметр трубы. Не допуская нагрева, муфта неограниченно долго может сохраняться в таком состоянии, а затем с зазором устанавливается на соединяемые трубопроводы и нагревается от естественного подвода тепла. В процессе фазового

превращения, муфта «вспоминает» свой недеформированный размер ( $d_1$ ) и стремится вернуться к этому состоянию. После выборки зазора, встречая противодействие со стороны трубы, в материале муфты генерируются сжимающие напряжения способные пластически деформировать соединяемые элементы трубопроводов. Эти напряжения при первом контакте с конструкционным материалом, идут на смятие шероховатости поверхности, для которых достаточно 3-5 МПа. Для деформирования волнистости необходимы значительные напряжения, которые превышают предел текучести TiNi вблизи фазовых превращений. В этом случае муфта первоначально принимает овальную или волнистую форму элемента трубы, т.е. плотно её обволакивает, а затем, по мере дальнейшей генерации внутренних напряжений вследствие перехода материала в аустенитное состояние, пластически её деформирует. Конструкция муфты представлена на рис.1. Муфты, в зависимости от требований, могут изготавливаться с одним, двумя или тремя герметизирующими поясками на каждую законцовку трубы. Наиболее распространенными являются муфты с двумя герметизирующими поясками, как это показано на рис.1.

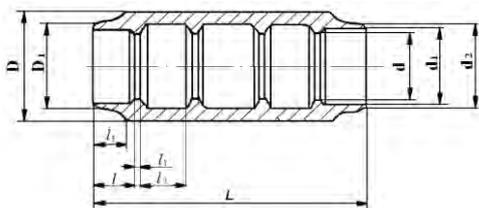


Рис. 1 Муфта ТМС трубопроводов

В США, Великобритании и других странах такие материалы нашли массовое применение в авиакосмической и судостроительной технике, при изготовлении соединительных муфт для гидрогазовых систем трубопроводов.

В 80-тых годах для отечественной промышленности были разработаны, испытаны и предложены к внедрению аналогичные разработки. Опытное внедрение осуществлялось в некоторых изделиях для авиакосмической техники, а также в трубопроводных системах контрольно-измерительной аппаратуры атомных станций (АС).

Простота конструкции муфт и упрощенность технологии монтажно-сборочных работ привлекала специалистов опытно-конструкторского бюро и серийных предприятий отечественной промышленности в собственном их освоении. Особо следует отметить, что работу по созданию соединений осуществляет сам материал муфты. Работы по освоению изготовления муфт требуют применения широкого комплекса металлургических, контрольных и технологических процессов, позволяющих направлять и обеспечивать необходимыми,

для использования в детали, уникальными свойствами материала. [4]

Схематически, процесс создания соединений представлен на рис. 2. Соединяемые трубопроводы должны находиться в упругоэластическом состоянии.



Рис.2 Схема образования неразъемных соединений муфтами ТМС

Процесс изготовления муфты состоит из следующих основных этапов:

- процесс обратного выдавливания;
- термомеханическая обработка (ТМО) и обжим заготовки;
- формирование внутреннего профиля муфты ТМС за счет ЭПФ;
- низкотемпературное дорнование.

Мерными заготовками для выдавливания служат механически обработанные по внешней поверхности пресованные прутки.

Самая большая трудоемкость при изготовлении муфт приходится на формирование внутреннего профиля муфты ТМС за счет ЭПФ в связи с низкой обрабатываемостью материала и требованием высокой точности по внутреннему контуру муфты, их изготовление вызывает значительные трудности. Особенно это важно для муфт диаметром менее 8 мм.

Исходя из свойств материала после деформации восстанавливать первоначальную форму были проведены исследования по формированию внутренней резьбы М6×0,25 на гладкой поверхности втулки из материала с ЭПФ.

При изготовлении внутренний диаметр образцов втулок составляет 0,92 от наружного размера резьбы. В качестве формирующей резьбу инструмента использовался резьбовой калибр с высокой чистотой поверхности и твердостью HRC>65ед (рис.3).

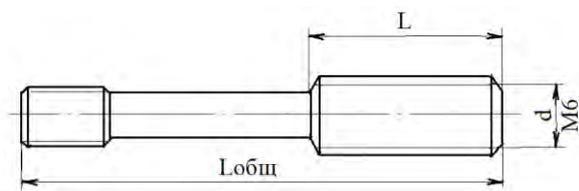


Рис.3 Резьбовой калибр, формирующий резьбу

В процессе эксперимента был получен микрошлиф формованной структуры внутренней резьбовой поверхности втулки, с помощью которого установлено, что стабильное заполнение материала во впадины резьбового калибра происходит при деформации до 6%.

Микрошлиф формованной структуры представлен на рис. 4.

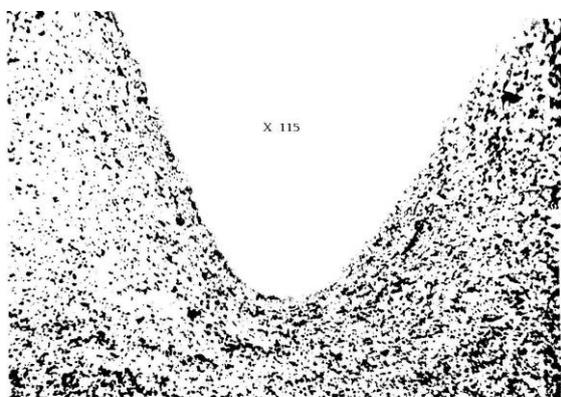


Рис 4 Микрошлиф формованной структуры внутренней резьбовой поверхности втулки

На основании методики формирования внутренней резьбы М6×0,25 на гладкой поверхности втулки из сплава ТН1-К, была разработана технология формирования внутреннего профиля муфт, которая осуществляется по следующей схеме.

Втулка (рис.5) из сплава ТН1-К изготавливается по 8 качеству с внутренним диаметром на 0,92 от диаметра готовой детали.

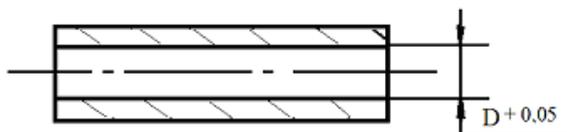


Рис 5. Заготовка муфты для формирования внутреннего профиля

Из высокопрочной стали с твердостью HRC не менее 40ед., изготавливаются комбинированные прошивки (рис. 6), имеющие деформирующую часть и наружный контур, соответствующий зеркальному отображению внутреннего профиля муфты. Деформирующая часть выполняет роль дорна при криогенных температурах, а профильная - для последующего формирования внутренней поверхности при высоких температурах. Она изго-

тавливалась с высокой точностью и чистой поверхностью. На наружной поверхности прошивки создаются не только кольцевые проточки, но и продольные выемки, позволяющие формировать продольно-поперечные уплотнительные элементы муфты, позволяющие воспринимать крутящие моменты.

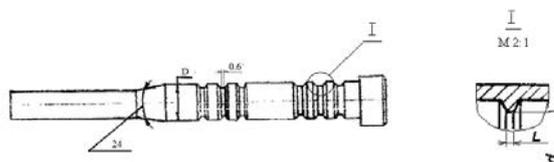


Рис. 6 Комбинированная прошивка, формирующая внутренний профиль муфты ТМС

Втулка из TiNi, совместно с установленной в нее прошивкой, охлаждается до температур жидкого азота (ниже температур мартенситного превращения). Прошивка проталкивается до упора, а затем извлекается из приспособления. При нагреве, в результате фазовых превращений, материал втулки стремится вернуться к исходному (недеформированному) состоянию и заполняет проточки прошивки. Восстановление в аустенитную фазу (выше температуры мартенситного превращения) Для того, чтобы материал муфты “запомнил” необходимый сформированный профиль, производится термическая обработка (ТО). ТО партии втулок одного размера осуществляются в защитной среде по режиму 500+20°C – 4÷40 мин (выше температуры Md).

Для удаления прошивки, втулка с прошивкой в приспособлении охлаждается до температуры жидкого азота и внешним усилием выталкивается в обратном направлении. Втулка подвергается визуальному контролю. Прошивки многократно используются для формирования втулок.

По результатам лабораторных исследований установлено, что внутренний профиль втулки в точности соответствует внешним размерам прошивки. Данный процесс позволяет не только исключить трудоемкую операцию расточки, осуществить с большой точностью формирование поперечных и продольных выступов, а также исключить процессы контроля внутренних размеров.

Была разработана технология формирования внутреннего профиля стандартизованных муфт сложной формы (рис.7). Результаты данного метода формирования внутренних поверхностей деталей из сплавов, обладающих ЭПФ, защищены патентом № 2375456 от 24.10.2007г.

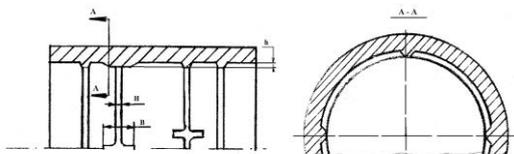


Рис. 6 Профиль внутренней поверхности муфты

Полученная муфта ТМС представлена на рис. 7

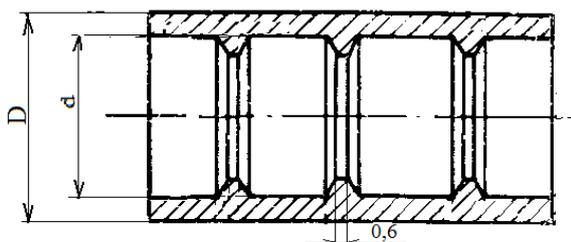


Рис. 7 Муфта ТМС

Операция формирования внутреннего профиля сложной формы позволяет существенно снизить трудоемкость их изготовления, при этом обеспечивая постоянство размеров. По сравнению с точением трудоемкость изготовления внутреннего

контура сократилось на порядок (при изготовлении партии муфт 25 штук)

1. Нитинол – сплав с памятью/ С.Т. Глазунов и др. *Авиационная промышленность*, №9, 1975. с. 95-97.
2. Сплавы с памятью формы на основе никелида титана/ Л.П. Фаткуллина *Технология легких сплавов* №4/ 1990.. с. 9-12.
3. Об обеспечении эксплуатационной надежности соединений трубопроводов муфтами ТМС/ Д.У. Хасьянова, С.В. Шишкин, У. Хасьянов *Научные труды международной научно-практической конференции/ М.: Машиностроение*, 2010г. с. 115 - 119.
4. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт ТМС и сборки трубопроводов/ Д. У. Хасьянова. Диссертация на соиск. уч. степ. канд. наук. МГУПИ, Москва, 2012, 103 с.
5. Особенность трения пары TiNi-сталь при криогенных температурах/ Д.У. Хасьянова. *Авиационная промышленность*, №4, 2011, с. 50-54.
6. Использование эффекта термомеханической “памяти” никелида титана для создания новых типов неразъемных соединений/ Хворостухин Л.А., Хасьянов У., Шишкин С.В. *Авиационная промышленность* №8. 1978. с. 58 -59.

## ОСОБЕННОСТИ ТЕХНИКИ БЕЗОПАСНОСТИ ПРИ РАБОТЕ СО СПЛАВАМИ С ЭПФ, В ТОМ ЧИСЛЕ И ПРИ КРИОГЕННЫХ ТЕМПЕРАТУРАХ

У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; [dinara.khasyanova@mail.ru](mailto:dinara.khasyanova@mail.ru)

Сплавы, обладающие эффектом «памяти» формы (ЭПФ) широко применяются при конструировании агрегатов, узлов, приводов и исполнительных механизмов. Особенно перспективно их применение при изготовлении муфт ТМС (термомеханические соединения). Эти соединения предназначены для высокопрочных трубопроводов, работающих в активных зонах пароводяных контуров АЭС, силовых установках гидро- и пневмосистем различных отраслей машиностроения (авиация, судостроение, химическая промышленность и т. п.), в том числе и при сочетании разнородных марок материалов соединяемых труб, а также для водородных и гелиевых газопроводов.[1]

Наиболее перспективными материалами с ЭПФ являются сплавы на основе никелида титана, которые в зависимости химического состава и технологии их производства имеют температурный интервал фазовых превращений от  $-190$  до  $+115$  °С. Температуры эксплуатации соединений ТМС, в зависимости от химического состава примененного сплава, находятся в пределах от криогенных до  $+300$ °С.

Изготовление деталей из таких материалов осуществляется с использованием комплекса как обычно применяемых, так и специально разработанных технологических приемов.

Никелид титана и сплавы на его основе, как материал с точки зрения токсичности и вредного влияния на окружающую среду во всем интервале температур (от криогенных до температур плавления), полностью безопасны. Система безопасности работ при плавлении, горячем и холодном деформировании, сварке, пайке, термообработке, прессовании, электрохимической, механической обработке определяются инструкциями и положениями, общепринятыми в машиностроении для конструкционных материалов и титановых сплавов. В основу этих требований положены принципы применения организационных, научных и инженерных критериев, приемов и мероприятий, обеспечивающих оптимальную безопасность.

Однако, к сплавам с ЭПФ в процессе изготовления из них деталей предъявляются и некоторые дополнительные требования. Следует особо подчеркнуть, что данные материалы способны возвращать некоторую остаточную пластическую деформацию (так называемую мартенситную неупругость) к исходному (недеформированному) состоянию при нагреве выше температуры фазового превращения. С точки зрения техники безопасности с такими материалами необходимо обращаться как с «живыми» сплавами, способными при определенных условиях самопроизвольно в некоторых преде-

лах деформироваться со значительными силовыми параметрами. Эти явления могут возникнуть при холодной штамповке, волочении, дорновании, гибке и рихтовке перед сваркой, пайкой или механической обработкой, выполняемой для сплавов находящихся в мартенситном состоянии.

Кроме того, деталь или заготовка, прошедшая предварительную обработку на «двустороннюю память», способна при охлаждении и нагреве самостоятельно деформироваться в узком интервале температур в двух направлениях. Например, если она при охлаждении растягивается (изгибается) в одном направлении, то при нагреве – сжимается (изгибается) в обратном направлении и т.п. В этом случае, в процессе охлаждения генерируются незначительные напряжения, способные осуществить формоизменение детали или заготовки. При нагреве генерируемые напряжения термомеханического возврата могут достигать значений до 500МПа, что вызывает нежелательные, а иногда и опасные деформации вплоть до разрушения контактирующих с ними деталей или узлов станка, приспособлений или агрегата. Следовательно, детали или заготовки из сплавов с ЭПФ после активной деформации или обработки на «двустороннюю память» в процессе переноса или хранения должны находиться в специальной таре или контейнере, позволяющем им при случайном нагреве свободно изменять форму. Однако способ хранения должен предотвращать возможность нагрева.[2]

Детали или заготовки, имеющие интервал срабатывания в области криогенных и минусовых температур, после деформации устанавливать или хранить на поверхности станка, приспособления, испытательного оборудования и т. п. нельзя. Детали или заготовки, случайно оказавшиеся в недопустимых местах и осуществившие самопроизвольное формовосстановление с заклиниванием, должны быть охлаждены (совместно с узлом, в котором они находятся) до температуры ниже температуры мартенситного превращения и извлечены в холодном состоянии.

Узлы и детали из сплавов с ЭПФ эксплуатируемых ниже  $-50$ °С, при их изготовлении требуют специальных технологических приемов находящихся в области криогенных температур. Применение жидкого азота или воздуха при деформировании или монтажно-сборочных работах потребовало обобщения опыта использования этих жидкостей в различных областях

науки и техники. Опыт эксплуатации промышленных и экспериментальных установок показал возможность безопасных работ с криогенными жидкостями при условии качественной разработки конструкторской и технологической документации, монтажа оборудования и приспособлений, а также достаточной квалификации обслуживающего персонала. [3]

Опасность работы с криогенными жидкостями в основном обусловлена реакциями, происходящими в организме человека при контактировании с ними, их парами и охлажденными до низких температур предметами.

При контакте с охлажденными предметами, на коже появляются сильные «холодные ожоги». По внешнему виду такие ожоги похожие на ожоги от горячих предметов, но распространяющиеся на большую глубину. Холодный ожог сопровождается сильными болезненными ощущениями. Степень обморожения зависит от времени контакта с охлажденными телами и площадью соприкосновения. Для некоторой нейтрализации ожога данное место необходимо обильно смочить теплой водой. Пораженный участок ни в коем случае нельзя массировать. Отдельные брызги, попадающие на незащищенные поверхности тела, контактируют в основном паровой рубашкой. Паровая рубашка и холодные газы при малой турбулентности потока опасности не представляют (за исключением попадания в глаза и волосы на голове). Человеческий организм спокойно переносит потери тепла до  $0,1 \text{ кВт/м}^2$ , обморожение ткани лица происходит при потере тепла с интенсивностью  $2,4 \text{ кВт/м}^2$ . в течение приблизительно 100 сек. Наибольшую опасность представляет попадание криогенной жидкости на поверхность тканой одежды, обладающей высокой гигроскопичностью, которая соприкасается с телом. В этом случае в зоне контакта происходит испарение жидкости, сопровождающееся интенсивным отбором тепла (порядка  $10 \text{ кВт/м}^2$ ), и менее чем через 10 сек уже наблюдается обморожение на значительную глубину.

Большую опасность представляют металлические предметы, охлажденные до криогенных температур. Металлы, обладающие большой теплоемкостью, теплопроводностью и плотностью, способны в достаточно короткое время ( $2\div 5$  сек) создать интенсивный тепловой поток – от 5 до  $20 \text{ кВт/м}^2$ . Для предохранения от обморожения при работе с криогенными жидкостями и охлажденными предметами служит защитная одежда: кожаные рукавицы или перчатки, очки и сапоги. Наиболее эффективно применение перчаток с крагами. Ноги предохраняют хорошо пригнанные сапоги или высокие ботинки, в которые заправлены брюки комбинезона, или брюки без манжет навывпуск, т. е. поверх обуви. Для предохранения от попадания брызг жидкого газа на поверхность одежды применяется фартук из нетканого материала или кожи.

При работе в закрытых или ограниченных размеров помещениях, с азотом или инертным газом не имеющих цвета и запаха, необходимо остерегаться респираторных осложнений и удушья. Выброс или течь какого-то количества инертного газа приводит к снижению, в соизмеримых объемах, концентрации кислорода в помещении. Уменьшение содержания кислорода, для безопасных работ, в окружающей среде на 16% недопустимо. По зарубежным литературным данным, в воздухе снижение концентрации кислорода оказывает на организм человека следующее физиологическое воздействие: при его содержании  $12\div 14\%$  наблюдается углубленное дыхание, учащенный пульс, ухудшение координации движений;  $10\div 12\%$  - частое поверхностное дыхание, головокружение, ухудшение умственной деятельности, посинение губ;  $8\div 10\%$  - тошнота, рвота, потеря сознания, побледнение лица;  $6\div 8\%$  - в течение 8 мин. – смерть 100 % людей, 6 мин. – 50 %,  $4\div 5$  мин. - жизнеспособность восстанавливается при врачебном вмешательстве; при 0 % - через 10 сек. смерть.

Жидкий азот (имеющий температуру кипения –  $196^\circ\text{C}$ ), хотя и является инертным газом, не поддерживающим горение, кроме респираторных осложнений, в некоторых случаях представляет опасность возмущений или взрыва. В установках и приспособлениях, предназначенных для деформирования деталей или заготовок, при температуре кипения жидкого азота существует возможность конденсации кислорода (имеющего температуру кипения –  $183^\circ\text{C}$ ) из воздуха атмосферы; в результате, жидкий азот обогащается кислородом, концентрация которого тем выше, чем больше площадь поверхности соприкосновения жидкого азота с окружающей атмосферой. Конденсат жидкого воздуха, содержащий 50%, кислорода и 50% азота, образуется уже при 82 часах контакта.

Воздух способен конденсироваться также и на поверхности металлических деталей и узлов, охлажденных до  $-196^\circ\text{C}$ , что дает еще одну возможность обогащения жидкого азота кислородом. По мере испарения азота, концентрация жидкого кислорода постепенно возрастает, так что остаточная часть криогенной жидкости может наполовину и даже более состоит из кислорода. В отличие от азота, кислород при вдыхании оказывает опьяняющее действие. Опасность для легких наступает при концентрации кислорода в атмосфере более 60 %. Длительное пребывание в атмосфере, обогащенной кислородом, может вызвать бронхит, пневмонию или отек легких.

При попадании капель конденсата с 50 % -ным содержанием кислорода на горючие материалы существует большая опасность воспламенения и взрыва. Конденсат способен пропитать защитную одежду, протирочные материа-

лы, деревянные и асфальтовые покрытия и т.п. Топливом в этом случае может служить практически любое вещество. Источником воспламенения являются искра, возникающая при механическом воздействии или электрическом разряде, пламя, удар, кинетический нагрев, трение и т.п. При определенных концентрациях горючего и окислителя существует опасность возникновения огня или взрывной смеси. [4]

Работа с криогенными жидкостями должна выполняться бригадой из двух и более человек. Если она ведется в помещениях ограниченного объема и с недостаточной вентиляцией, необходимо непрерывно брать воздух на анализ, что позволяет выявить опасную концентрацию кислорода. Допустимой концентрацией кислорода в окружающей атмосфере считается 16÷25 %.

Большое значение для безопасной работы с криогенными жидкостями имеют характеристики конструкционных материалов, используемых в оборудовании и приспособлениях, эксплуатируемых при низких температурах. Большинство конструкционных материалов, не предназначенных для работы при криогенных температурах, охрупчиваются. Степень охрупчивания зависит от физико-механических характеристик материала, например твердости, режима термообработки и т.п.

Для паяных соединений, работающих при криогенных температурах в условиях термоциклирования, недопустимо применение мягких припоев из чистого олова (так в этом случае пластичность шва резко снижается из-за оловянной чумы).

Хрупкое разрушение при температуре, ниже критической в случае неправильного выбора кон-

струкционного материала, происходит с очень большими (порядка скорости распространения звука в металле) скоростями [5]. Кроме того, оборудование при этих температурах может разрушаться и в результате термических напряжений, возникающих вследствие применения деталей с различными коэффициентами линейного расширения. Большие осложнения вызывают изменения длины трубопроводов, по которым проходят криогенные жидкости, что требует применения подвижных соединений или компенсирующих сильфонов. Главной опасностью при разрушениях от термического сжатия или расширения является утечка криогенных жидкостей из сосудов и трубопроводов.

Соблюдение основных требований безопасной работы при монтаже и сборке устройств, узлов и агрегатов с элементами из сплавов, обладающих ЭПФ, дает возможность широкого применения таких сплавов.

1. Технологическое обеспечение качества изготовления муфт ТМС и сборки трубопроводов/ Д. У. Хасьянова. Диссертация на соиск. уч. степ. канд. наук. МГУПИ. Москва. 2012. 103 с.
2. Особенность трения пары TiNi-сталь при криогенных температурах/ Д. У. Хасьянова. Авиационная промышленность, №4. 2011. с. 50-54.
3. Техника низких температур/ Р.Б. Скотт. М.: Машиностроение. 1962. с.250
4. Справочник по физико-техническим основам криогенной техники/ И.И. Новикова. М. Наука. 1976. с. 59-80.
5. Справочник по физико-техническим основам глубокого охлаждения/ М.П. Малков, И.В. Данилов, Л.Г. Зельдович, А.В. Фратков. Л. Госэнергоиздат. 1963.327с.

## ВАКУУМНЫЕ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫЕ АЛМАЗОПОДОБНЫЕ ПОКРЫТИЯ – НАНОКОМПОЗИТЫ: СИНТЕЗ, СТРУКТУРА И ТРИБОЛОГИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ

М.М. Хрущов<sup>1</sup>, Е.А. Марченко<sup>1</sup>, М.В. Атаманов<sup>2</sup>, А.А. Дубравина<sup>1</sup>,  
И.С. Левин<sup>1,3</sup>, Ю.А. Тарелкин<sup>3</sup>

<sup>1</sup> Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия,

<sup>2</sup> ЗАО «ИНАКОТЕК», Москва, Россия

<sup>3</sup> Физический факультет МГУ им. М.В. Ломоносова, Москва, Россия

### Введение

Алмазоподобные углеродные покрытия и керамика на основе нитрида кремния являются перспективными материалами, способными обеспечить надежность и долговечность трибосопряжений при тяжелых режимах работы (больших контактных давлениях, скоростях и температурах, без смазки, в агрессивных средах и т.д.) [1- 5].

Алмазоподобные углеродные покрытия, получаемые методами вакуумного ионно-плазменного осаждения (PVD, IBAD) и с помощью химических газотранспортных реакций (CVD), характеризуются высокой износостойкостью и низким коэффициентом трения в широком диапазоне условий трения [1,2]. Однако в большинстве случаев толщина подобных покрытий лимитируется особенностями используемых технологий нанесения и, как правило, не превышает 1-3 мкм, что не всегда обеспечивает достаточную долговечности трибосопряжений. Предпринимаются активные исследования по повышению износостойкости подобных покрытий, по возможности, без значительного снижения антифрикционных свойств [2]. Одним из способов добиться этого является легирование синтезируемых пленок металлическими и металлоидными компонентами и создание на этой основе алмазоподобных наноккомпозитных структур [3]. В составе разлчных химических композиций к настоящему времени исследовано большое количество химических элементов (Zr, Hf, V, Nb, Cr, Mo, W, Al, Si). Кроме того, современные технологии, основанные на использовании распыляемых мишеней различного состава и активных атмосфер, дают возможность получить покрытия, легированные химическими соединениями (оксиды алюминия и кремния, карбиды переходных металлов и т. д) и покрытия с модулированной слоистой и/или сложной наноккомпозитной структурой. Несмотря на то, что выявлено влияние природы и количества легирующих элементов на трибологические характеристики покрытий, остается множество неучтенных факторов, влияющих на их структуру и свойства [2,5].

### Цель работы

Была поставлена задача комплексного изучения структуры легированных кремнием,

сочетанием кремний - молибден и хромом алмазоподобных пленок и покрытий и их трибологических и механических характеристик при трении в условиях больших контактных давлений.

### Методы исследования и технология получения образцов

Покрытия, легированные кремнием и кремнием-молибденом, толщину около 1 мкм наносились на плоские полированные образцы из сталей ХН35ВТ и 95Х18, первая из которых, по данным рентгеноструктурного анализа, имеет однофазную аустенитную структуру, а вторая состоит из мартенсита, аустенита и железохромовых карбидов. Их получали путем плазмохимического осаждения из паровой фазы по методике, описанной в работах [6,7]. Конденсаты а-С:Н:Si, легированные кремнием, были красно-зеленого цвета, а легированные молибденом и кремнием а-С:Н:Si:Мо – серого.

Образцы магнетронных покрытий, легированных хромом, наносили на сталь ХН35ВТ. Их получали в смеси ацетилена и азота на экспериментальной вакуумной напылительной установке, разработанной в ЗАО «ИНАКОТЕК» и оснащенной источником ионов и двумя магнетронами (описание установки приводится в работе [8]). Покрытия этого типа имели толщину ~ 3 мкм. При их напылении для улучшения адгезии на поверхность подложки наносили хромовый подслои толщиной 1 мкм.

При комплексном исследовании покрытий использовали рентгеноструктурный анализ, оптическую и электронную микроскопию, рентгеноспектральный микроанализ, спектроскопию комбинационного рассеяния, методы микро- и наноиндентирования. При измерениях интенсивности рассеяния рентгеновских лучей материалом покрытий, использовали методику восстановления диффузного фона, предложенную в [9]. Структурные исследования, представленные в настоящей работе, были проведены на рентгеновском дифрактометре, оснащенном детектором Пельтье и вертикальным гониометром на  $\text{Cu K}_\alpha$ -излучении.

Определение трибологических характе-

ристик проводилось на шариковом трибометре при трении в паре со сферой диаметром 6 мм из керамики на основе нитрида кремния при сухом трении путём непрерывной регистрации силы трения. База испытаний составляла 6000 циклов (длительность испытания – 1 ч при частоте вращения образцов ~ 100 об/мин.), интервал нормальных нагрузок – 0,02...0,20 Н. Максимальные контактные давления по Герцу, исходя из механических характеристик материалов подложки и нитрида кремния, лежат в интервале ~ 300...650 МПа.

#### Структура и свойства исследуемых материалов

**Пленки, легированные кремнием и кремнием-молибденом.** Структура стальных образцов с покрытиями  $a\text{-C:H:Si}$  и  $a\text{-C:H:Si:Mo}$ , имевшихся в нашем распоряжении, была изучена в работе [10]. Результаты рентгеновского дифрактометрического исследования [10] выявили существенное различие в структурном состоянии с однотипными пленками, описанными ранее в работе [6].

Структура PA CVD покрытий  $a\text{-C:H:Si}$ , исследованных в [6], характеризовалась наличием трех размытых дифракционных максимумов в области  $2\theta \sim 17...26^\circ$ , которые авторы связали с присутствием в них полимеризованных ароматических углеводородов, содержащих метаноловые, метиловые и метиленовые группы. При дополнительном легировании молибденом ( $a\text{-C:H:Si:Mo}$ ) в [6] было обнаружено диффузное гало при  $17...26^\circ$  и размытый максимум при  $2\theta \sim 42^\circ$ . Диффузное гало было объяснено значительно повышенным по сравнению с  $a\text{-C:H:Si}$  содержанием ароматических групп в структуре аморфного покрытия, а максимум – с наличием графитовых включений, и, таким образом, покрытия, легированные кремнием, должны представлять собой полимероподобный аморфный, либо нанокристаллический материал со структурой, состоящей из отдельных углеводородных цепочек различной молекулярной массы и длины. Дополнительное легирование металлом (Mo) должно, по мнению авторов [6], приводить к увеличению степени структурной упорядоченности формирующихся углеводородных структур по

сравнению с  $a\text{-C:H:Si}$ . Найденные в этой работе особенности строения покрытий, при синтезе которых в качестве исходных веществ (прекурсоров) используются кремний-органические соединения, содержащие силоксановые группы, согласуются с моделью алмазоподобных нанокompозитов [11], согласно которой такой нанокompозит образуется путем взаимного проникновения двух пространственных аморфных структур, алмазоподобной  $a\text{-C:H}$  и структуры  $a\text{-Si:O}$  (аморфного кварца), практически не образующих между собой химических связей. При легировании структуры  $a\text{-C:H:Si:O}$  металлические атомы должны, согласно этой модели, встраиваться в существующую структуру без образования химических соединений с компонентами легируемого ими покрытия и присутствуют в ней в виде отдельных атомов или неупорядоченных атомных скоплений («сеток»).

В настоящей работе исследованные покрытия гидрогенизированного аморфного углерода, легированные как кремнием  $a\text{-C:H:Si}$ , так и молибденом и кремнием  $a\text{-C:H:Si:Mo}$ , не обнаружили подобного поведения. В случае  $a\text{-C:H:Si}$  наблюдали монотонное изменение диффузного фона без каких-либо уширенных диффузных максимумов. Диффузный фон покрытия слабо отличался от фона подложки и не содержал дополнительных особенностей. В случае же покрытий, легированных кремнием и молибденом, описанное в [6] диффузное гало при  $2\theta \sim 17...26^\circ$  также не обнаружено, зато имелся широкий диффузный максимум в области углов от  $20$  до  $45^\circ$ , свидетельствующий о процессах образования ультрадисперсных включений (рис. 1,а). Последние могут представлять собой включения карбидных или силицидных фаз молибдена, что подтверждается данными по химическому составу пленок (рис. 1,б). Размер таких включений, согласно грубой оценке, составляет порядка нескольких нм. Подобный диффузный максимум наблюдался у всех покрытий и не зависел от типа стальной подложки.

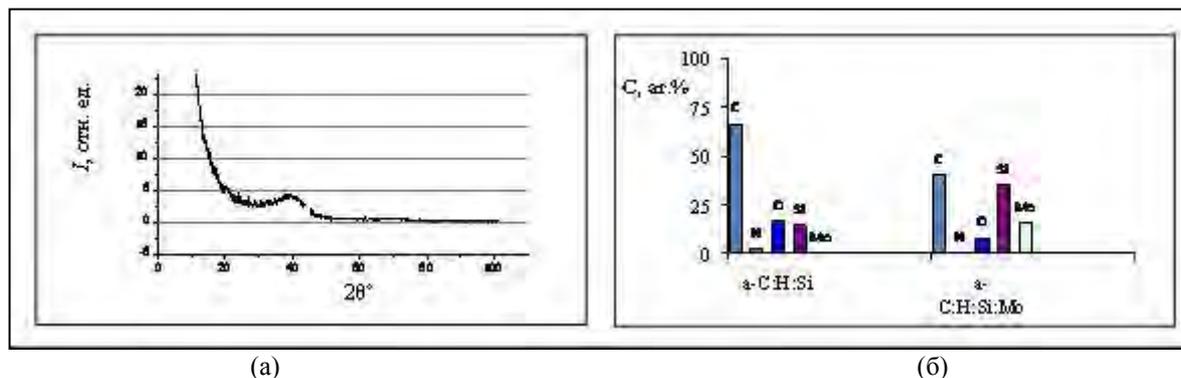


Рис. 1. Диффузный фон (восстановленный) покрытия  $a\text{-C:H:Si:Mo}$  на стали (а) и химический состав покрытий при легировании кремнием и молибденом-кремнием (б).

Помимо значительного количества кремния и углерода имеется также кислород в концентрации ~ 8...17 ат. %, что вполне ожидаемо, т.к. при их синтезе использовали кремнийорганику<sup>1</sup>, и, что несколько неожиданно, введение в покрытия молибдена приводит к значительному, на треть, уменьшению содержания углерода и более, чем двукратному, увеличению присутствия кремния (рост ~ 20 ат. %). В этой связи наличие диффузных максимумов в покрытиях a-C:H:Si:Mo может означать вступление молибдена в химическое взаимодействие с углеродом или кремнием уже на стадии синтеза покрытий. Такое расхождение означает, на наш взгляд, что в отличие от модельной ситуации, описанной в [11], в реальных покрытиях следует считать с возможностью образования соответствующих карбидных и силицидных фаз.

**Магнетронные покрытия, легированные хромом.** Алмазоподобные покрытия и наноккомпозиты, содержащие хром, были исследованы в ряде работ [12-13]. Так, в [12] на основе изучения микроструктуры и трибологических свойств электронно-плазменных покрытий хрома, полученных в углеродосодержащих активных атмосферах, было высказано предположение о возможном существовании в них областей «графитоподобного» углерода. В то же время вопросы о его возможной метастабильной структуре и о влиянии состава активной многокомпонентной атмосферы, используемой при синтезе покрытий, на их фазовый состав в этих работах детально не рассматривали. В настоящей работе они изучены на примере содержащих хромом и его фазы покрытий, полученных по технологии магнетронного реактивного распыления.

Дифрактограммы исследованных покрытий a-C:H:Cr:N приводятся на рис. 2.

Для АПП, полученных в атмосфере чистого ацетилена, присутствуют области рентгеноаморфной карбидной фазы со структурой, близкой Cr<sub>23</sub>C<sub>6</sub> (диффузное гало), и металлического хрома (относительно узкий диффузный пик 110Cr). С ростом содержания азота в смеси происходит перераспределение интенсивности диффузного фона и появление новых максимумов, связанных с образованием карбидных и нитридных фаз. Данные о зависимости фазового состава покрытий от состава активной атмосферы приведены в таблице 1, где NCD – наноалмазная микроостровковая структура, наличие которой установлено методом спектроскопии комбинационного рассеяния.

По мере уменьшения содержания ацетилена в активной смеси в покрытиях наблюдается убывание

количества аморфной компоненты (интенсивность диффузного гало на рис. 2 уменьшается) и рост степени кристалличности структуры покрытий (размеры ОКР увеличиваются, и происходит некоторое сужение дифракционных линий), что сопровождается ростом числа включений хрома, появлением и постепенным увеличением присутствия нитридных фаз. Качественно это согласуется с поведением химического состава покрытий при изменениях концентрации активных газов [8].

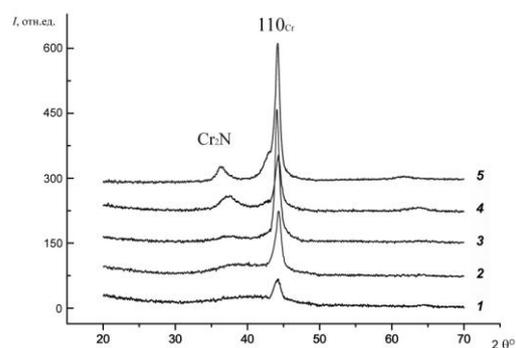


Рис. 2. Дифрактограммы легированных хромом алмазоподобных покрытий, полученных при различном содержании ацетилена в смеси ацетилен-азот: (1 – 100; 2 – 80; 3 – 60; 4 – 40; 5 – 20 об. % C<sub>2</sub>H<sub>2</sub>). Снято на Cu Kα излучении, обработано по методике, описанной в [9], с целью удаления вклада подложки.

Таблица 1.

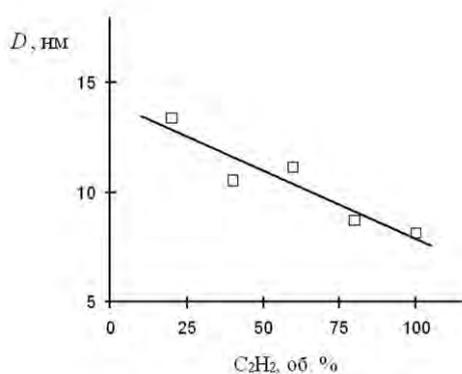
Зависимость фазового состава покрытий a-C:H:Cr:N от состава активной атмосферы

C <sub>2</sub> H <sub>2</sub> : N <sub>2</sub>	Фазовый состав
100 : 0	Cr <sub>23</sub> C <sub>6</sub> + Cr + a-C:H
80 : 20	Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> + Cr + a-C:H
60 : 40	Cr <sub>7</sub> C <sub>3</sub> + CrN + Cr + a-C:H
40 : 60	Cr <sub>3</sub> C <sub>2</sub> + Cr <sub>2</sub> N + Cr + a-C:H
20 : 80	Cr <sub>3</sub> C + Cr <sub>2</sub> N (искаж.) + Cr + a-C:H + NCD-островки

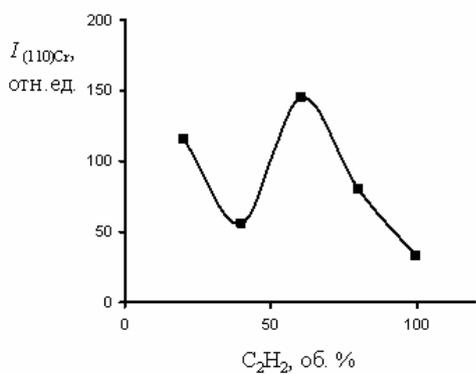
Зависимость интегральной ширины β<sub>110</sub> и интенсивности I<sub>110</sub> линии 110Cr (рис. 3) даёт в первом приближении представление о зависимости содержания хромовых включений в матрице АПП от состава активной атмосферы. Размер ОКР D составляет, в зависимости от состава активной атмосферы, от 30 до 15 нм; максимальным D обладают покрытия, синтезированные в чистом

<sup>1</sup> Поэтому правильнее было бы, наверное, обозначать эти покрытия, как a-C:H:Si:O и a-C:H:Si:Mo:O, соответственно.

ацетилене. По мере снижения концентрации ацетилена и увеличения доли азота ширина  $\beta_{110}$  растет, а  $D$  уменьшается. Наблюдается также общее увеличение числа включений хрома, на что указывает подъем  $I_{110}$ . Рост  $I_{110}$  продолжается, пока содержание азота в активной атмосфере не достигнет 40 об. %. Снижение  $I_{110}$  при 60 об. %  $N_2$  можно объяснить усилением процессов образования нитридов хрома и возникающей конкуренцией нитридных и карбидных фаз, а её рост при 80 об. %  $N_2$  – вероятно, дальнейшим развитием этих процессов. Характер изменений атомной концентрации компонентов в легированных хромом АПП (таблица 2) ] подтверждает высказанное предположение.



(а)



(б)

Рис. 3. Зависимость размера блоков (ОКР)  $D$  (а) и интегральной интенсивности линии 110 хрома (б) от содержания ацетилена в активной атмосфере при синтезе покрытий.

Содержание углерода во всех покрытиях было значительным, от ~ 60 до 27...30 ат. %. Аллотропное состояние этого гидрогенизированного, поскольку использовали  $C_2H_2$ , «свободного» углерода было изучено методом СКР. Спектры КР большинства покрытий соответствовали характерным для неупорядоченной алмазоподобной структуры [14]. Покрытия, напыленные при 20 %  $C_2H_2$  в смеси, содержали,

кроме того, отдельные отдельные микроостровки с наноалмазной (NCD) структурой.

Таким образом, полученные реактивным магнетронным распылением хрома в смеси  $C_2H_2+N_2$  покрытия – алмазоподобные и должны обладать высокими механическими и трибологическими характеристиками.

Таблица 2.

Атомный состав алмазоподобных покрытий, легированных хромом и полученных реактивным распылением в смеси активных газов

$C_2H_2/N_2$	100/0	80/20	60/40	40/60	20/80
Элемент	Концентрация, ат. %				
C	80,4	64,3	56,1	49,5	27,4
N	4,3	8,7	16,4	17,9	29,3
Cr	15,0	26,9	27,2	32,1	42,8

### Результаты триботехнических и микромеханических испытаний и их обсуждение

**Пленки, легированные кремнием и кремнием-молибденом.** Из полученных результатов следует, что данные покрытия на сталях при трении в паре с  $Si_3N_4$  имеют, в целом, довольно низкую работоспособность и высокий коэффициент трения. Исключение составляют покрытия а-C:H:Si на подложках из 95X18, долговечность которых при сухом трении, несмотря на хрупкий характер разрушения [15], составила более 6000 циклов, и которые были работоспособны при давлениях на контакте до ~ 400 МПа.

Эти факты, в частности, могут быть объяснены существенным микроструктурным различием конденсатов, легированных кремнием и кремнием-молибденом. Как отмечалось выше, в пленках, легированных кремнием-молибденом, наблюдается структура, характеризующая присутствием содержащих молибден наноразмерных областей, которые представляют собой включения карбидных или силицидных фаз. В то же время в покрытиях, легированных кремнием, подобные нанообласти не формируются.

В этих условиях крайне высока вероятность того, что вместо карбидов в покрытиях а-C:H:Si:Mo будут образовываться силициды молибдена, а доля алмазоподобной углеродной фазы окажется резко сниженной. Подобное снижение, с нашей точки зрения, способно объяснить отмеченный в ходе трибологических испытаний при сухом трении факт значительно более низкой по сравнению с а-C:H:Si работоспособности а-C:H:Si:Mo. На это, по нашему мнению, может указывать также характерный вид продуктов разрушения, наблюдаемый на дорожках трения покрытий, легированных кремнием-молибденом (рис. 4,а). При этом анализ

химического состава продуктов износа, образующихся в процессе трения а-C:H:Si:Mo на воздухе, показал, что в них существенно, по

сравнению с самим покрытием повышено содержание кислорода (рис. 4,б).

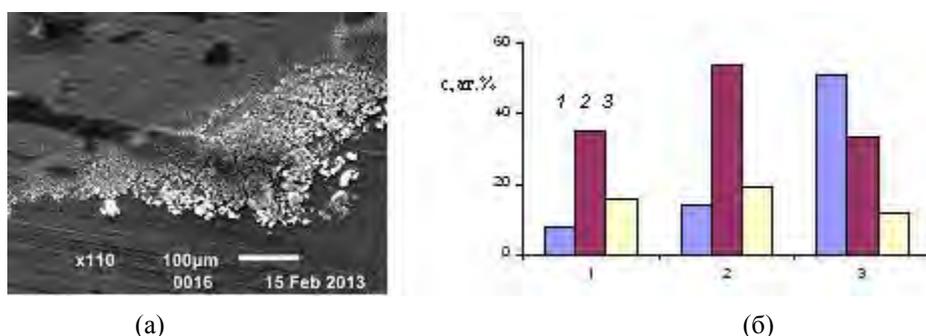


Рис. 4. Вид продуктов, образующихся при трении покрытия а-C:H:Si:Mo в паре с нитридом кремния на воздухе и химический состав участков поверхности покрытия. Цифры под осью абсцисс на диаграмме обозначают: 1 – и сходное покрытие; 2 – состав поверхности дорожки трения ; 3 - состав продуктов износа. Цифры на столбцах диаграммы: 1 – кислород, 2 – кремний, 3 – молибден.

В целом, покрытия, легированные кремнием и кремнием-молибденом на подложках из ряда сталей (ХН35ВТ, ШХ-15, 95Х18), испытанные в паре с нитридом кремния, как показывают наши результаты, при трении в отсутствие смазки, как правило, обладают низкой работоспособностью и высоким коэффициентом трения. Исключением оказались покрытия а-C:H:Si на 95Х18, долговечность которых, несмотря на коэффициент трения  $f \geq 0,5$  при сухом трении составила более 6000 циклов, и которые были работоспособны при давлениях на контакте до  $\sim 400$  МПа. В то же время, в условиях трения со смазкой (вазелиновое масло), т.е. при более легком режиме трения, работоспособность всех покрытий превысила 6000 циклов при средних значениях  $f$  на уровне 0,1...0,2. Возможные причины низкой работоспособности покрытий а-C:H:Si и, особенно, а-C:H:Si:Mo в условиях сухого трения можно, по мнению авторов, объяснить особенностями химического состава этих покрытий.

**Покрытия, легированные хромом.** В результате микромеханических испытаний покрытий, выполненных методом наноиндентирования, ранее было показано, что твердость пленок а-C:H:Cr:N составляет от 1000 до 3000 *HV* и меняется по закону, близкому линейному, с ростом отношения  $N_2/C_2H_2$  в активной атмосфере [8].

Трибограммы покрытий, легированных хромом, от трибограмм покрытий, легированных кремнием и кремнием-молибденом, отличаются значительно более низкой величиной коэффициента трения и увеличенным числом циклов до разрушения (покрытия сохраняют свою работоспособность в течение всего практически испытания). Обработанные результаты трибологических испытаний всех исследованных покрытий приведены на рис. 5.

У покрытий, нанесенных в атмосфере ацетилена, коэффициент трения,  $\sim 0,2...0,35$ , оказался

близок, значениям, полученным для нанокompозитных покрытий, содержащих наноструктурированный карбид  $Cr_3C_2$  [14]. При этом изменение  $f$  с нагрузкой носит немонокотный характер – для покрытий, нанесенных в чистом ацетилена, на начальном этапе наблюдается рост коэффициента трения до максимального значения при нагрузке 0,05 Н (рис. 5, сверху), затем  $f$  монотонно снижается до  $\sim 0,15$ . С увеличением количества азота в активной атмосфере  $f$ , в целом, имеет тенденцию к понижению. Уже при 20 %  $N_2$ ,  $f$  с ростом нагрузки плавно меняется от  $\sim 0,15$  до 0,1, а ниже 80 об. %  $C_2H_2$  поведение  $f(P)$  становится ещё более монотонным. Так, при содержаниях ацетилена 40 и 20 об. % коэффициент трения незначительно колеблется вблизи 0,1. При этом в газовой смеси состава 20 об. %  $C_2H_2$  – 80 об.%  $N_2$  коэффициент трения оставался практически неизменным,  $\sim 0,08$ , во всем диапазоне нагрузок. Небольшое увеличение  $f$  до 0,12 при  $P = 0,2$  Н связано, видимо, с начинающимся процессом разрушения покрытия.

Результаты оценки работоспособности покрытий а-C:H:Cr:N приведены на графике в нижней части рис. 5. Для сравнения показаны данные для материала подложки (ХН35ВТ) и инструментальной стали ШХ15. Видно, что нанесение покрытий способствует значительному повышению работоспособности. Показатели долговечности образцов с АПП существенно выше, чем у ХН35ВТ, и, в большинстве случаев, выше, чем у ШХ15. Единственным исключением здесь оказалось покрытие с 20 об. %  $C_2H_2$ . В нем при высокой контактной нагрузке,  $\sim 500$  МПа, наблюдалось снижение числа циклов  $N$  до уровня сопоставимо с долговечностью ХН35ВТ. Возможно, это связано с образованием островков с наноалмазной структурой, которые при больших  $P$  могут повреждать поверхность покрытия.

Отметим, что в ходе испытаний максимальную работоспособность имели АПП, наносимые при 100 и 60 об. %  $C_2H_2$ . Их долговечность при трении в условиях тяжело нагруженного несмазанного контакта примерно вдвое выше, чем долговечность стали ШХ15.

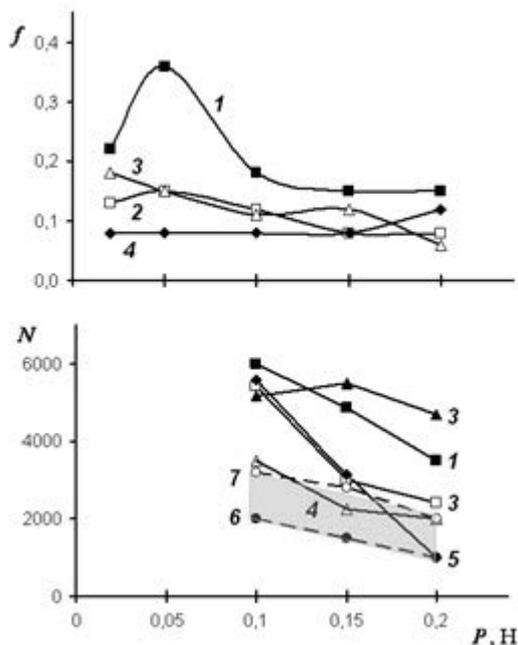


Рис. 5. Зависимости трибологических свойств покрытий а-C:H:Cr:N на стали ХН35ВТ, коэффициента трения  $f$  (1 – 100; 2 – 80; 3 – 40; 4 – 20 об.%  $C_2H_2$ ) и числа циклов  $N$  до момента появления неустойчивости коэффициента трения (1 – 100; 2 – 80; 3 – 60; 4 – 40; 5 – 20 об.%  $C_2H_2$ ; 6 – ХН35ВТ; 7 – ШХ15; серым выделена область между линиями 6 и 7), от нагрузки.

Вид дорожек трения, наблюдаемых при испытаниях покрытий а-C:H:Cr:N, существенно отличается от того, который имеет место для алмазоподобных CVD-покрытий, легированных кремнием и кремнием-молибденом. В случае легированных хромом покрытий поверхность трения дорожек гладкая, без явных следов износа или поверхностных повреждений (типа вырывов и т.п.). Качественно это хорошо коррелирует с низкой величиной коэффициента трения и достаточно высоким числом циклов до разрушения (рис.5). Минимальным для исследуемых покрытий коэффициентом трения характеризуется покрытие, синтезируемое в атмосфере с соотношением содержания  $C_2H_2/N_2$  как 80/20, его долговечность также выше. Как следует из рис. 5, долговечность ряда покрытий а-C:H:Cr:N на ХН35ВТ, синтезированных в богатых ацетиленом активных атмосферах, при трении в паре с керамикой из нитрида кремния оказалась выше, чем при трении в паре с шарикоподшипниковой сталью ШХ15.

## Выводы

1. Показано, что в легированных кремнием-молибденом покрытиях гидрогенизированного аморфного углерода, полученных на стали химическим осаждением из газообразных кремнийорганических прекурсоров, существует нанокompозитная структура, характеризуемая присутствием содержащих молибден наноразмерных областей. Последние представляют собой включения карбидных или силицидных фаз молибдена.

2. При трении без смазки в паре с керамикой из нитрида кремния практически все исследованные легированные кремнием и кремнием-молибденом алмазоподобные пленки, независимо от их структуры, при больших контактных давлениях имеют высокий коэффициент трения и небольшую долговечность. Однако тенденция к снижению коэффициента трения от контактного давления дает основание полагать, что при его значениях, меньших 290 МПа или при наличии смазки, их трибологические характеристики могут быть улучшены до приемлемого уровня, что было экспериментально подтверждено с использованием вазелинового масла в качестве модельной смазочной среды.

3. Структура и свойства легированных хромом алмазоподобных покрытий, нанесенных на образцы из стали ХН35ВТ, зависит от состава активной атмосферы (процентного соотношения между ацетиленом и азотом). Эти покрытия имеют высокие механические и трибологические характеристики, которые улучшаются по мере уменьшения доли ацетилена в составе активной атмосферы за счет образования дополнительно к наноструктурированной карбидной фазе наноразмерных выделений нитрида хрома.

4. Трибологические характеристики легированных хромом алмазоподобных покрытий при одинаковых условиях испытаний существенно лучше, чем легированных кремнием и кремнием-молибденом (меньший коэффициент трения, большая долговечность), что делает их перспективными для работы при больших контактных давлениях.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект №№ 11-08-00802-а) и Программы ОЭМПУ РАН «Многоуровневое исследование свойств и поведения перспективных материалов для современных узлов трения» (проект № 12).

1. Семенов А.П. Трибологические свойства и вакуумные ионно-плазменные методы получения алмазных и алмазоподобных покрытий // Трение и износ. 2009. Т. 30. № 1. С.83-102.
2. Erdemir A., Donnet C. Tribology of diamond-like carbon films: Recent progress and future prospects // J. Phys. D. 2006. V.39. P.R311-R327.
3. Хрущов М.М. Легированные алмазоподобные покрытия трибологического назначения //

- Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В.Москвитина. М.: УРСС / ЛЕНАНД. 2013. С.78-113.
4. Jehn H.A. Multicomponent and multiphase hard coatings for tribological applications // Surf. Coat. Technol. 2000. V.131. No 1-3. P.433-440.
  5. Donnet C., Erdemir A. Historical developments and new trends in tribological and solid lubricant coatings // Surf. Coat. Technol. 2004. V.180-181. P.76-84.
  6. Kirpilenko G.G., Frolov V.D., Zavedeev E.V. a.o. Synthesis, characterization and nanostructuring of (a-C:H)Si and (a-C:H)Si:metal films // Diamond and Related Materials. 2006. V.15. P.1147-1150.
  7. Dmitriev V.K., Inkin V.N., Kirpilenko G.G. a.o. Thermostable resistors based on diamond-like carbon films deposited by CVD method // Diamond and Related Materials 2001. V.10. № 3-7. P.1007-1010.
  8. Атаманов М.В., Дубравина А.А., Левин И.С., Марченко Е.А., Хрущов М.М. Состав, структура и трибологические свойства алмазоподобных покрытий, легированных хромом // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2013. № 3. С.102-105.
  9. Хрущов М.М., Свешников С.В. К методике рентгеновского исследования диффузного фога тонких аморфных и наноструктурированных покрытий, конденсированных на подложки // Наноинженерия. 2012. № 8. С.37-41.
  10. Хрущов М.М., Марченко Е.А., Дубравина А.А., Семенов А.П. Структурные особенности алмазоподобных покрытий с различным механизмом легирования и их трибологические характеристики // Физика, химия и механика трибосистем. Иваново: Изд. ИванГУ. 2011. Вып. 10. С.147-152.
  11. Dorfman V.F. Diamond-like nanocomposites (DLN) // Thin Solid Films. 1992. V.212. No 1-2. P.267-273.
  12. Gassner G., Patscheider J., Mayrhofer P.H. a.o. Structure of sputtered nanocomposite CrC<sub>x</sub>/a-C:H thin films // J. Vac. Sci. Technol. B. 2006. V.24. No 4. P. 1837-1843.
  13. Cao D.M., Feng B., Meng W.J. a.o. Friction and wear characteristics of ceramic nanocomposite coatings: Titanium carbide / amorphous hydrocarbon // Appl. Phys. Lett. 2001. V.79. No 3. P.329-331.
  14. Robertson J. Diamond-like amorphous carbon // Mat. Sci. Eng. R. 2002. V.37. P.129-281.
  15. Хрущов М.М., Марченко Е.А. Трибологическое поведение легированных алмазоподобных покрытий: Сравнительный анализ // Изв. Тамбовского ГУ. Серия: Естеств. и техн. наук. 2013. Т.18. № 4. С.1813-1814.
  16. Хрущов М.М., Семенов А.П. Фазовый состав, микроструктура и трибологические свойства электронно-плазменных покрытий на основе хрома // Трение и износ. 2013. Т.34. № 1. С.72-81.

## КОМПЕНСАЦИЯ СТАТИЧЕСКОЙ ОШИБКИ ПОЛОЖЕНИЯ КОНЕЧНОЙ ТОЧКИ МАНИПУЛЯТОРА УПРАВЛЯЕМЫМИ УПРУГИМИ КИНЕМАТИЧЕСКИМИ СОЕДИНЕНИЯМИ

В. И Чижиков

Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия  
[vichizhikov@gmail.com](mailto:vichizhikov@gmail.com)

**Аннотация.** Рассматривается решение задачи управления конструкцией, в узлах которой размещены управляемые упругие кинематические соединения. Предложен метод нейросетевого управления конструкцией.

Рассмотрим область возможного применения манипуляторов на основе упруго деформируемых элементов, выполненных на основе трубок Бурдона [1] и управлением со свойствами следящего пневмопривода. Точность транспортных и контрольных операций с небольшими перемещениями может быть ограничена только упругим гистерезисом. Перемещение и скорость конечной точки пружины могут быть определены в виде функциональной зависимости расхода массы воздуха, поступившего в полость пружины, от изменения ее объема под действием избыточного давления. В электронной промышленности использование манипуляторов, работающих в экранированной среде, требует различных конструктивных решений в передаче движений исполнительному органу. Одним из этих решений является использование витой пружины Бурдона с прямолинейной главной центральной осью, позволяющей получить малое угловое перемещение [2] поперечного сечения пружины относительно упомянутой центральной оси. Линейные перемещения можно обеспечить пружинами с постоянным и переменным радиусами кривизны [3]. Кроме того, в качестве компенсирующих управляемых упругих элементов можно использовать сиффоны. Очевидно, что отклонение конечной точки  $\Delta r$  манипулятора от номинального положения, описываемое векторным уравнением

$$\Delta \vec{r} = \sum_i (\vec{\varepsilon}_i + \vec{\theta}_i \times \vec{r}_i)$$

Малые линейные и угловые перемещения можно обеспечить компенсирующими элементами, полость которых наполняется газом (сжатый воздух). Количество компенсирующих элементов может быть равно количеству степеней подвижности манипулятора, т.е. они могут быть в них встроены.

**Постановка задачи.** Допустим, что имеется ресивер, обслуживающий газом, компенсирующие элементы. Каждая полость наполняется газом до определённого значения давления, которое обеспечивает требуемое перемещение подвижной точки компенсирующего элемента. Таким образом,

ставится задача распределения газа из ресивера по упругим элементам в соответствии с требованиями точности перемещения конечной точки манипулятора. Известно, что относительный угол раскрытия  $\frac{\Delta \varphi}{\varphi}$  [1] пружины

Бурдона является линейной функцией избыточного давления  $P$ , при котором развивается тяговое усилие. Например, для случая распределения избыточного давления по пяти компенсирующим элементам выражение по давлению имеет вид

$$P = \sum_i a_i P_i,$$

где  $a_i$  — коэффициенты, пропорциональные относительным углам раскрытия, через которые выражается линейное и угловое перемещения упругих элементов и, следовательно, всей конструкции в целом. Иными словами, речь идёт об изменении значения потенциальной энергии манипулятора, при котором обеспечивается его требуемая точность. Кроме того, при расходе газа из ресивера требуется поддержание в нём постоянного давления, которое рассчитано на максимальную производительность, т.е. необходимо обеспечить статическую устойчивость уровня давления.

**Решение задачи.** Рассмотрим функционирование манипулятора около положения равновесия как систему «управляемый объект – управляемый модуль». с энергетической точки зрения. Для многомерной конструкции с несколькими упругими кинематическими соединениями при внешнем возмущающем воздействии потенциальная энергия манипулятора  $E(q, B)$ , где  $q$  – перемещения,  $B$  – подстраиваемые параметры. При функционировании стремится к минимальному значению. Перемещение точки, к которой приложено внешнее возмущение в этом случае есть векторная сумма перемещений в базовой системе координат

$$\vec{\lambda}_k = \sum_{i=1}^n \vec{\lambda}_i,$$

где  $n$  — число упругих кинематических соединений в конструкции.

Конструкция находится под нагрузкой и необходимо обеспечить её функционирование около положения статического равновесия при этом за обобщённую координату в  $i$ -ом упругом кинематическом соединении принимается отклонение

$$q_{ic} = \lambda_{i0} - \lambda_i.$$

Тогда уравнение функционирования объекта в рамках статики является условием механического равновесия

$$\frac{\partial E}{\partial q_{ic}} = 0, \quad (1)$$

где  $i$  — точки, в которых происходят перемещения.

При отклонениях, превышающих допустимые вводится функционал оценки  $H(q_{ic})$ , который описывает отклонение действительных перемещений объекта от желаемых. Согласно нейросетевому подходу обучение объекта будет заключаться в минимизации данного функционала с помощью изменения подстраиваемых параметров. В нашем случае этим параметром является величина избыточного давления. Теперь задача управления объектом сводится к решению уравнения (1) при условии выполнения минимизации функционала оценки  $H(q_{ic})$ . Эту несвободную вариационную задачу можно заменить эквивалентной свободной вариационной задачей используя метод множителей Лагранжа. Эта функция Лагранжа имеет вид:

$$L = H(q_{ic}) + \sum_i \psi_i \frac{\partial E}{\partial q_{ic}}, \quad (2)$$

где  $\psi_i$  — множители Лагранжа.

Рассмотрим случай, когда энергия объекта может модифицироваться при помощи системы управления. В этом случае мы имеем единую систему, в которую включена конструкция и система управления. При этом модифицированная система обладает энергией

$$\tilde{E} = E(q_{ic}) + \varepsilon H(q_{ic}) \quad (3)$$

Второе слагаемое в (3) рассматривается как функционал оценки с коэффициентом  $\varepsilon$ , который выражает степень несоответствия поведения объекта, выраженную через энергию системы управления этим объектом. При  $\varepsilon = 0$  управление отсутствует. Рассматривая случай, когда  $\varepsilon$  мало. Дифференцируя (3), получим

$$\frac{d}{d\varepsilon} \left( \frac{\partial E}{\partial q_{ic}} + \varepsilon \frac{\partial H}{\partial q_{ic}} \right) = 0 \quad (4)$$

После дифференцирования (2) по варьируемому параметру и (4), используя правила дифференцирования суперпозиции функций многих переменных и рассматривая  $q_{ic}$  как функции  $\varepsilon$ , имеем после сравнения полученных выражений

$$\mu_i = \frac{dq_{ic}}{d\varepsilon} \Big|_{\varepsilon=0}. \quad (5)$$

Согласно (5), если  $q_{ic}$  — некоторые смещения, то воздействуя на конструкцию, мы имеем возможность измерить множители Лагранжа как изменение смещений в некоторых точках. После чего соответственно изменить подстраиваемые параметры управления (сделать шаг обучения). В результате реагирования объекта на внешние воздействия функционал оценки изменится в сторону уменьшения. Иными словами, множители Лагранжа можно измерить с помощью датчиков, после чего изменение подстраиваемых параметров представляет собой простую процедуру.

Рассмотрим динамику процесса поддержания заданного уровня давления в кинематическом соединении (и в ресивере) с приложенной к нему нагрузкой. Представим упругое соединение как статический неустойчивый объект, в котором на входе установлен дроссель с сечением  $f_1(t)$ , а на выходе — дроссель с сечением  $f_2(t)$ . Упругая реакция относительно положения равновесия определяется равенством

$$R(\lambda, \Delta G) = (F_0 + \Delta F)(\Delta P),$$

где  $\lambda, \Delta G$  — соответственно перемещение, соответствующее поступившей массе воздуха и масса циркулирующего воздуха в полости элемента между объёмами в положении равновесия и в отклонённом от него состоянии;  $\Delta P$  — разность давлений в полости между давлением воздуха в положении равновесия и текущим давлением.

Воздух под давлением  $P_1$ , большим критического, поступает через сечение  $f_1(t)$  в полость объёма  $V_0 + \Delta V$ , где устанавливается давление  $P_c$ , соответствующее статическому равновесию при перемещении  $\lambda$ . Следовательно, истечение через дроссель  $f_1(t)$  будет сверхкритическим. Газ через сечение  $f_2(t)$  поступает в атмосферу под давлением  $P_2$ , меньшим критического. В этом случае истечение газа является докритическим.

Уравнение динамики в полости упругого элемента можно записать в виде

$$(V_0 + \Delta V) \frac{d\gamma}{dt} = G_1 - G_2, \quad (6)$$

где  $\gamma$  — удельный вес газа в объеме;  $G_1, G_2$  — массовые расходы газа через сечения  $f_1(t)$  и  $f_2(t)$  соответственно. Обозначим объем  $V_0 + \Delta V$  равным  $V_c$ . Тогда при малом изменении температуры газа уравнение (6) будет иметь вид

$$\frac{V_c}{RT} \frac{dP}{dt} = G_1 - G_2 \quad (7)$$

При сверхкритическом истечении через сечение  $f_1(t)$  массовый расход определяется по формуле

$$G_1 = \mu \cdot f_1(t) \cdot \frac{2gk}{k+1} \cdot \left( \frac{2}{k+1} \right)^{\frac{2}{k-1}} \cdot \sqrt{\frac{P_1}{v_1}} \quad (8)$$

где  $k$  — показатель адиабаты газа;  $v_1$  — удельный объем газа в сечении  $f_1(t)$ .

Выражая  $v_1$  в (8) через плотность с помощью подстановки  $\frac{1}{v_1} = \frac{P_1}{RT}$  можно привести к виду

$$G_1 = \frac{\mu \cdot k_1 \cdot f_1(t)}{\sqrt{RT}} P_1, \quad (9)$$

$$\text{где } k_1 = \frac{2gk}{k+1} \cdot \left( \frac{2}{k+1} \right)^{\frac{2}{k-1}}$$

Для докритического истечения газа через сечение  $f_2(t)$  можно найти его массовый расход

$$G_2 = \mu \cdot f_2(t) \cdot \sqrt{\frac{2gk}{k-1} \frac{P_c}{V_c} \left[ \left( \frac{P_2}{P_c} \right)^{\frac{2}{k}} - \left( \frac{P_2}{P_c} \right)^{\frac{k+1}{k}} \right]} \quad (10)$$

Формулу (10) с учетом упрощений приводим к виду

$$G_2 = \mu \cdot f_2(t) \cdot k_2 \sqrt{\frac{P_c(P_c - P_2)}{RT}}, \quad (11)$$

где  $T$  — температура газа внутри кинематического соединения.

Подставляя полученные выражения (9) и (11) в уравнение (7), получим

$$\frac{V_c}{RT} \frac{dP}{dt} = \frac{\mu \cdot k_1 \cdot f_1(t)}{\sqrt{RT}} P_1 - \mu \cdot k_2 \cdot f_2(t) \sqrt{\frac{P_c(P_c - P_2)}{RT}} \quad (12)$$

Линеаризация уравнения (12) проводится при условии, что давления  $P_1$  и  $P_2$  являются постоянными:

$$\begin{aligned} \frac{V_c}{RT} \frac{dP}{dt} = & \frac{\mu \cdot k_1 \cdot f_{10}(t)}{\sqrt{RT}} P_1 + \frac{\mu \cdot k_1 \cdot P_1}{\sqrt{RT}} \Delta f_1(t) - \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \sqrt{\frac{P_c(P_c - P_2)}{RT}} - \\ & - \mu \cdot k_2 \sqrt{\frac{P_c(P_c - P_2)}{RT}} \Delta f_2(t) - \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \frac{1}{\sqrt{RT}} \left[ \frac{1}{2} \sqrt{\frac{P_{c0}}{P_{c0} - P_2}} + \frac{1}{2} \sqrt{\frac{P_{c0} - P_2}{P_2}} \right] \Delta P. \end{aligned} \quad (13)$$

Уравнение установившегося режима в полости упругого элемента имеет вид

$$\frac{\mu \cdot k_1 \cdot f_{10}(t)}{\sqrt{RT}} P_1 - \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \sqrt{\frac{P_{c0}(P_{c0} - P_2)}{RT}} = 0. \quad (14)$$

Тогда уравнение (13) в приращениях принимает вид

$$\begin{aligned} \frac{V_c}{RT} \frac{dP}{dt} = & \frac{\mu \cdot k_1 \cdot P_1}{\sqrt{RT}} \Delta f_1(t) - \mu \cdot k_2 \sqrt{\frac{P_{c0}(P_{c0} - P_2)}{RT}} \Delta f_2(t) - \\ & - \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \frac{1}{2\sqrt{RT}} \left[ \sqrt{\frac{P_{c0}}{P_{c0} - P_2}} + \sqrt{\frac{P_{c0} - P_2}{P_{c0}}} \right] \Delta P. \end{aligned} \quad (15)$$

Преобразуем последнее уравнение, разделив его на расход в установившемся состоянии  $G_0$ , а также выполнив очевидные преобразования при приращениях

$$\frac{V_c P_{c0}}{RTG_0} \frac{d\left(\frac{\Delta P}{P_{c0}}\right)}{dt} = \frac{\mu \cdot k_1 \cdot P_1 f_{10}(t)}{G_0 \cdot \sqrt{RT}} \frac{\Delta f_1}{f_{10}(t)} - \mu \cdot k_2 f_{20}(t) \frac{1}{G_0} \sqrt{\frac{P_{c0}(P_{c0} - P_2)}{RT}} \frac{\Delta f_2}{f_{20}(t)} - \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \frac{P_{c0}}{2G_0 \sqrt{RT}} \left[ \sqrt{\frac{P_{c0}}{P_{c0} - P_2}} + \sqrt{\frac{P_{c0} - P_2}{P_2}} \right] \frac{\Delta P}{P_{c0}}. \quad (16)$$

Из уравнения для установившегося режима (14) имеем

$$G_0 = \frac{\mu \cdot k_1 \cdot f_{10}(t)}{\sqrt{RT}} P_1 = \mu \cdot k_2 \cdot f_{20}(t) \sqrt{\frac{P_{c0}(P_{c0} - P_2)}{RT}}. \quad (17)$$

Тогда уравнение в приращениях (16) с учётом соотношения (17) будет иметь вид

$$\frac{V_c P_{c0}}{RTG_0} \frac{d\left(\frac{\Delta P}{P_{c0}}\right)}{dt} + \frac{2P_{c0} - P_2}{2(P_{c0} - P_2)} \frac{\Delta P}{P_{c0}} = \frac{\Delta f_1}{f_{10}(t)} - \frac{\Delta f_2}{f_{20}(t)}. \quad (18)$$

Безразмерное уравнение (18), вводя новые переменные

$$\frac{\Delta P}{P_{c0}} = \eta; \quad \frac{\Delta f_1}{f_{10}(t)} = \nu; \quad \frac{\Delta f_2}{f_{20}(t)} = \lambda; \quad \frac{V_c P_{c0}}{RTG_0} = T_0; \quad \frac{2P_{c0} - P_2}{2(P_{c0} - P_2)} = \rho,$$

можно представить следующим образом

$$T_0 \frac{d\eta}{dt} + \rho \eta(t) = \nu(t) - \lambda(t) \quad (19)$$

Линейное уравнение (19) описывает динамику процесса в кинематическом соединении. Параметр этого уравнения  $\rho$  называется степенью самовыравнивания объекта регулирования.

**Выводы.** На основе физической модели упругого кинематического соединения, с использованием оболочки с незамкнутым контуром получена математическая модель, позволяющая определить упругие характеристики

соединения. Найденные характеристики позволяют парировать внешние возмущения. Модель можно распространить на многомерную конструкцию. При неопределённой закономерности внешнего воздействия целесообразно использовать нейросетевое управление, позволяющее открыть дополнительные свойства управляемого объекта и значительно упростить формирование управляющих воздействий. Минимум потенциальной энергии механической системы около номинального положения конечной точки манипулятора и связанное с этим положением распределение газа является функцией цели управляемой системы.

1. Андреева Л.Е. Упругие элементы приборов. М.: Машиностроение, 1981.
2. Чижиков В.И. Задача о брахистохроне для тел качения в определении формы главной центральной оси пружины Бурдона. — М.: «Вестник МГУПИ» №32, 2011, с.40-51.
3. Чижиков В.И. Кинематика раскрытия пружины Бурдона. ISSN 1561-1531. Промышленные АСУ и контроллеры. Математическое обеспечение АСУ. 2012, №1, с.20-26.
4. Чижиков В.И. Кинематика манипулятора с трубчатыми упругими звеньями постоянной кривизны главной оси // Математическое моделирование и управление в сложных системах: сборник научных трудов. Выпуск 9. /Под общей ред. А.П. Хныкина. М.: МГУПИ. 2006: с.137-144.
5. Чижиков В.И. Исследование и расчёт демпфирующего упругого кинематического соединения. Сборник трудов научной конференции «Актуальные проблемы приборо-

- строения, информатики и социально-экономических наук». М.: МГУПИ. 2008, с. 13-22.
6. Чижиков В.И. Теоретические основы проектирования исполнительной системы мобильных роботов с управляемой деформацией упругих звеньев и упругих кинематических соединений. // Всероссийский научно-технический фестиваль молодежи имени профессора Е. А. Девянина «Мобильные роботы и мехатронные системы». Материалы научной школы – конференции. Москва, 24-29 марта 2008. М.: Изд. МГУ, 2009, с. 117.
7. Феодосьев В.И. Упругие элементы точного приборостроения. М.: Оборонгиз, 1949. 344 с.
8. Теория управления. Терминология / Под ред. Б.Г. Волика. Вып.107. М.: Наука, 1988. 56с.
9. Soong T.T., Manolis G.R. Active structures. // J. Struct. Eng., 1987, Vol. 113, №11, p.2290-2301.

## ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ РЕШЕНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОБЛЕМ НА АВТОМОБИЛЬНОМ ТРАНСПОРТЕ

А.В. Шабанов<sup>1</sup>, И.Г. Гетия<sup>2</sup>, Е.А. Ероушкин<sup>2</sup>, В.В. Плешаков<sup>2</sup>

<sup>1</sup>НИЦИАМТ «НАМИ», [saaha-1955@mail.ru](mailto:saaha-1955@mail.ru)

<sup>2</sup>Московский государственный приборостроительный университет (МГУПИ)

Проблеме выбросов вредных веществ и повышению энергоэффективности автомобильного транспорта во всем мире уделяется важнейшее значение. Требования Правил ЕЭК ООН уровня выбросов вредных веществ Евро-5 введены в действие на территории России с 2014 года для новых автомобилей и устанавливаются «Техническим Регламентом о безопасности колесных транспортных средств». Действуют нормы выбросов Евро-4 для серийно выпускаемых автомобилей на территории РФ. На территории ЕЭС нормы уровня выбросов вредных веществ Евро-5 действуют с 2008г, и в настоящее время уже введены нормы Евро-6 [1].

Выполнение жестких требований экологических стандартов обеспечиваются, применением современных систем нейтрализации отработавших газов, а также применением бурно развивающихся в последнее время гибридных автомобилей и экологически чистых электромобилей.

В международном подходе по ограничению выбросов парниковых газов (двуокиси углерода) первоочередная роль в изменении климата отводится мероприятиям по повышению энергетической эффективности автомобильного транспорта. Согласно принятой ЕЭС программы, требуется значительно сократить выбросы CO<sub>2</sub>. В настоящий период времени мировой парк автотранспортных средств составляет уже более 800 миллионов единиц и в 2015 году превысит 1 млн. автомобилей. Общий выброс CO<sub>2</sub> в 2011 г. составил 8,0 млрд. тонн [2]. С этой целью в Европейском союзе было принято решение достичь средней величины выбросов CO<sub>2</sub> от новых легковых автомобилей на уровне 120 г/км к 2013 году, а после 2020 года установлена новая цель — 95 г/км. Еврокомиссия для практической реализации этого направления ввела новое Правило ЕС №443/2009, устанавливающее нормативные требования по снижению выбросов CO<sub>2</sub> легковыми автомобилями.

Единственный способ снижения концентрации CO<sub>2</sub> в отработавших газах – это уменьшение расхода топлива либо за счет повышения топливной экономичности, либо за счет снижения общего расхода топлива применением новых технологий. Первое направление в настоящее время не является перспективным, т.к. резервы повышения топливной экономичности автомобилей уже исчерпаны. Второе направление это применение электропривода на автомобилях. Оно позволяет радикально выполнить эти требования. Поэтому научная общественность за рубежом ставит вопрос о пересмотре всей системы

энергопотребления с целью повышения энергоэффективности экономики различных стран и снижению выбросов CO<sub>2</sub>.

Следует отметить, что расход топлива у подзаряжаемых гибридных автомобилей (PHEV), таких как Chevrolet Volt, Toyota Prius Plug-in в испытательных циклах EU по данным каталогов достигает 0,9-2,5 л/100км. Выполненный авторами анализ возможностей повышения энергоэффективности и улучшения экологических показателей современных легковых автомобилей, а также полученные результаты испытаний гибридных автомобилей показывают, что применение энергетических установок с электроприводом на гибридных автомобилях, позволяет снизить расход топлива и выбросов CO<sub>2</sub> на 30-45 % [3,4].

Внедрение инновационных технологий и новых материалов в области создания аккумуляторов для гибридов и электромобилей способствовало в последние годы не только созданию за рубежом экспериментальных образцов, но и серийному производству автомобилей с электроприводом.

Выполненные расчеты показывают, что до колес традиционного автомобиля в городском цикле доходит не более 15% общей выделенной энергии при сгорании топлива, в то время как общий КПД электропередачи составляет примерно 0,6 с учетом КПД тягового электродвигателя, КПД преобразователя, и КПД аккумуляторной батареи.

Электромобиль Nissan Leaf E имеет энергоемкость аккумуляторной батареи  $E_{аб}=24$  кВтч и запас хода на одной зарядке  $L_3=175$  км. Энергия, затраченная на движение электромобиля в пересчете на тепловую энергию:  $E_{уэл}=(E_{аб}/L_3)*3,6 = 0,494$  МДж/км, где 3,6 – соотношение между тепловой и электрической энергией и теплотворной способности бензина  $H_u=42$  МДж/кг при плотности бензина  $\rho=0,76$  г/см<sup>3</sup> определим расход энергии традиционного автомобиля на 1 км пробега:  $E_{утр}=(Q_s*\rho*H_u)/100=2,55$  МДж/км.

Соотношение использования энергий для автомобилей:  $E_{утр}/E_{уэл}=5,2$ . Для электромобиля расход в экономическом эквиваленте на 1км пробега по тарифу 2,5-4,0 руб/кВт составляет 0,34-0,55 руб/км.

Для традиционного бензинового автомобиля в экономическом эквиваленте на 1км пробега по цене 30р/л составляет:  $Q_s*30р/л=2,4$  руб/км.

Соотношение расходов в экономическом эквиваленте на 1км пробега для автомобилей:  $2,4/(0,34-0,55) = 7,1-4,4$ .

Таблица 1. Характеристики энергоустановок и показатели электромобилей

Электромобили	Nissan Leaf E Производство с 2010г.	Renault Fluence Производство с 2012г.	Volvo C30 Electric Производство с 2012г.	Audi EV Презентация 2012г	EL Lada (Рос- сия) Презентация 2012г
Масса, снаряженная - полная, кг	1525-1965	1605 -1995	1690-1995	-	1250 -1610
Мощность двигателей, N, кВт	80	70	82	55	60
Максимальная скорость, Vкм/ч	144	135	130	120	130
Время разгона до 100 км/ч	11,9	13	10,9	-	14
Емкость батареи, кВтч (МДж)	24 (Li-Ion) (86,4)	22 (Li-Ion) (79,2)	23 (Li-Ion) (82,8)	17,3 (Li-Ion) (62,3)	23,0 (LiFeYPO4) (82,8)
Запас хода на одной зарядке, км	175	185	150 *	140	150
Расход энергии на 1км пробега, кВтч/км (кДж/км)	24/175=0,137 (494 кДж/км)	0,119 (428 кДж/км)	0,153 (552 кДж/км)	0,124 (445 кДж/км)	0,160 (574 кДж/км)
Расходы в денежном эквиваленте на 1км пробега, руб/км*	2,5р*0,137кВтч =0,34р/км	2,5р*0,119кВтч = 0,298р/км	2,5р*0,153кВтч = =0,383р/км	2,5р*0,124кВтч = 0,31р/км	2,5р*0,160кВтч =0,4р/км

\* в расчетах принимается тариф на электроэнергию равный 2,5 р/кВтч.

На гибридных автомобилях используются никель-металлидидных аккумуляторные батареи (Ni-MH) и на электромобилях литий-ионные аккумуляторные батареи (Li-Ion), которые и определяют среду их применения. Максимальный пробег серийного электромобиля на литий-ионных аккумуляторных батареях составляет 185 км на одной зарядке, при этом емкость, вес и соответственно стоимость их остаются пока довольно значительными.

На втором всероссийском форуме по электро-транспорту и зарядной инфраструктуре в 2013г. демонстрировался новый электромобиль Tesla Model S с аккумулятором емкостью 85 кВтч, имеющий наибольшую дальность пробега равную 435 км на одной зарядке. В модели применяется множество новых конструкторских решений и технологий, права на которые компания активно защищает десятками патентов. Аэродинамика электромобиля Model S настолько оптимизирована, что коэффициент аэродинамического сопротивления составляет 0,24.

Анализ тенденций развития данного направления показывает, что передовые страны (Япония, США, Германия) вкладывают значительные средства в развитие новых технологий в данном направлении. Соединенные Штаты на сегодняшний день являются самым большим рынком электромобилей, и это не обходится без огромных затрат. Только богатые страны Европы (Англия, Германия) и США могут позволить вкладывать значительные средства в развитие автомобильного рынка электромобилей с нулевыми выбросами.

В Западных странах приняты государственные программы по внедрению электромобилей и подзаряжаемых гибридов, рассчитанные на десятилетие. Планируемые выходные показатели, например для Германии, не менее одного миллиона электромобилей и заряжаемых гибридов к 2020 г., а к 2030 г. – 6 миллионов. Для реализации этих программ необходимы инвестиции и государство выделило уже 500 миллионов Евро. В дальнейшем финансирование направления будет доведено до 17 миллиардов Евро. Одним из направлений по разработке и созданию автомобилей электроприводом является создание сети зарядных станций.

В США и Канаде станции быстрой зарядки Supercharger устанавливаются вдоль самых оживленных трасс. К 2015 году их количество должно перевалить за сотню. С 2014 года компания Tesla планирует начать установку станций Supercharger в Европе и Азии. Станции быстрой зарядки Supercharger позволяют за 30 минут наполовину зарядить аккумуляторы электромобилей, что обеспечивает запас хода в 240 км. В России проект практической реализации концепции электрификации автотранспорта и зарядной инфраструктуры единой сети зарядных станций на территории г.Москвы представила компания «Революта». Проект компании включает размещение 28 зарядных станций, предназначенных для зарядки электромобилей в местах парковки, расположенных рядом с центральными магистралями г. Москвы, у дилерских центров. В настоящее время на территории г. Москвы проходит тестовая эксплуатация 8-ми электромобилей.

Таким образом, использование электроэнергии значительно (~ 4-7 раз) в денежном эквиваленте выгоднее, чем применение нефтяного топлива на традиционных автомобилях. Для реализации программы инновационных технологий по электроприводу на автотранспорте необходимы значительные инвестиции, направленные на подготовку и развитие рынка, и в первую очередь создание зарядной инфраструктуры в больших городах и загородных магистралях.

1. Вайсблум М.Е. Развитие требований ЕЭК ООН в отношении экологических показателей АТС и двигателей. ААИ №3 (56), 2009г.

2. Азаров В.К., Кутенев В.Ф., Теренченко А.С. Роль колесных транспортных средств в глобальном загрязнении атмосферы выбросами парниковых газов CO<sub>2</sub> // Журнал автомобильных инженеров. 2012. № 2 (73).

3. Шабанов А.В., Егорушкин Е.А., Ломакин В.В., Шабанов А.А. Автомобили с электроприводом как решение проблемы экологической безопасности на транспорте. Вестник МГУПИ. №51, 2013г.

4. Загарин Д.А., Шабанов А.В., Ломакин В.В., Красавин П.А., Шабанов А.А. Результаты испытаний гибридного автомобиля Toyota Prius на Автополигоне НИЦИАМТ ФГУП НАМИ. «Энергоэффективность и энергосбережение». 2013г. №7

## МЕТОДЫ РАСЧЕТА ТЕПЛО ВЫДЕЛЯЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА ОСНОВЕ УГЛЕРОДНЫХ (ГРАФИТОВЫХ) НИТЕЙ

А.А.Шульженко, М.Б.Модестов

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия; aa\_shulzhenko.01@mail.ru

В последнее время все чаще в качестве тепловыделяющих элементов используются углеродные нити, являющиеся элементами энергосберегающих технологий, однако информации о расчетах тепловых процессов с учетом эффекта Томсона в подобных тепловыделяющих элементах нет. Несколько иначе обстоят дела с изучением физических процессов при прохождении электрического тока через металлическую проволоку. Структура нити внешне близка к структуре проволоки, поэтому рассмотрим, методику расчета теплового поля в случае использования тепловой модели углеродной нити в виде проволоки, по которой пропускают постоянный ток.

Расчет теплового поля металлической проволоки, через которую пропускают электрический ток, рассматривался во многих источниках, среди них [1 ÷ 4]. В этих источниках рассмотрены физические процессы и проведены расчеты теплового поля проволоки, базирующиеся на электронной теории металлов [5]. Особенностью этих расчетов в рамках энергетического баланса является использование уравнения, в котором учитываются тепловые процессы, связанные с теплопроводностью и эффектом Томсона. В результате получается довольно сложное математическое выражение и еще более сложное его решение. В качестве граничных условий в этом случае используется равенство температур на концах проволоки. В условиях, когда имеем дело с металлами, разница температур на концах проволоки составляет ~0,0001 град. С. Поэтому, принимаемые граничные условия с высокой степенью точности соблюдаются.

Теперь рассмотрим, что происходит в тепловыделяющем элементе на основе углеродной нити, когда через нее пропускаем постоянный электрический ток. Для этого необходимо рассмотреть, что собой представляет структура металла и структура графита, которая соответствует структуре углеродных нитей, и сопоставить результаты этого рассмотрения.

Металл имеет структуру, в которой степень обобществления свободных электронов распространяется на весь образец. Плотность концентрации электронного газа в металле составляет  $\sim 10^{22-23}$  эл./см<sup>3</sup>. Графит имеет ковалентную структуру. Ковалентная связь обусловлена образованием локализованных ступеней электронной плотности при обобществлении внешних электронов соседних атомов, орбиты которых пересекаются. Плотность

концентрации электронного газа в графите составляет  $\sim 10^{18-19}$  эл./см<sup>3</sup>. Как показывают результаты экспериментов [6], абсолютные значения всех термоэлектрических коэффициентов растут с уменьшением концентрации носителей, что приводит к тому, что в углеродной нити значения разности температур на концах будут составлять градусы, то есть величину, которую необходимо учитывать при рассмотрении тепловых полей, создаваемых нагревателями, особенно для биологических объектов.

Для получения более корректного решения этой задачи постараемся решить ее по частям. Рассмотрим, какие физические процессы, связанные с генерацией тепла, происходят в графите.

В целом ряде работ, посвященных физике твердого тела, в том числе и в [3, 4], рассмотрено как происходят тепловые процессы в графите при воздействии внешнего электрического поля. Электронный поток взаимодействует с атомами, находящимися в узлах кристаллической решетки и вызывает их колебания. В этом случае, согласно предложению академика И.Е.Гамма, узлы кристаллической решетки углеродной (графитовой) нити можно представить в виде независимых осцилляторов-фононов.

Согласно [3, 4], основной вклад в теплопроводность в углеродных нитях, имеющих структуру графита, в рассматриваемом диапазоне температур, в пределах до 50 град. С, обеспечивает фонон-фононное взаимодействие. Будем рассматривать стационарный тепловой процесс. Уравнение Фурье для стационарных процессов теплопроводности имеет вид [7]

$$\lambda \cdot \left( \frac{\partial^2 \Delta T_x}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \Delta T_y}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \Delta T_z}{\partial z^2} \right) + q_v = 0, \quad (1)$$

$\Delta T_x, \Delta T_y, \Delta T_z$  - температура нагрева собственно нагревателя по осям X, Y, Z;  $\Delta T_x = T_{nx} - T_1$ ;  $T_{nx}$  - температура нагрева активной части тканого нагревателя вдоль оси X с учетом температуры внешней среды;  $T_1$  - температура на концах углеродной нити;  $q_v$  - объемное тепловыделение углеродной нити;  $\lambda$  - коэффициент теплопроводности;  $\alpha$  коэффициент теплоотдачи с поверхности углеродной нити.

Будем считать, что углеродная нить вытянута по прямой линии вдоль оси X, что она имеет постоянную проводимость и теплопроводность по всей своей длине. Углеродная нить имеет одинаковую форму по всей

своей длине и при сечении  $S_n \rightarrow 0$ . При этих условиях будем рассматривать одномерные тепловые процессы, происходящие в углеродной нити, вдоль ее расположения. Для определенности будем считать, что отрицательный потенциал внешнего электрического поля приложен к углеродной нити в точке  $x=0$ , а положительный потенциал – к точке  $x=l$ . В качестве граничных условий будем считать, что температура на концах нити одинаковая. Тогда уравнение (1) можно представить в виде

$$\lambda \cdot \frac{\partial^2 \Delta T_x}{\partial x^2} + q_v = 0. \quad (2)$$

Используя решение (2), сделанное в [7], получим распределение температуры вдоль углеродной нити в результате электрон-фононного и фонон-фононного взаимодействия

$$T_{иx} = T_{cp} + \frac{U^2}{2\alpha\pi_0 l_n^2 \rho_n} + \frac{U^2}{\lambda \rho_n l_n^2} \left( \frac{x'}{2} - \frac{x'^2}{2} \right), \quad (3)$$

$T_{cp}$  - температура окружающей среды;  $T_{иx}$

- текущая температура по оси  $X$ ;  $x' = \frac{x}{l_n}$  - текущее

относительное значение координаты;  $x$  - текущее абсолютное значение координаты;  $l_n$  - длина нити;  $U$  - напряжение источника электропитания;  $\rho_n$  - погонное сопротивление углеродной нити;  $r_0$  - приведенный радиус углеродной нити.

Распределение температуры вдоль углеродной нити, в соответствии с (3), имеет неравномерный, в виде перевернутой параболы, участок (рис. 1а). Следует отметить, что распределение температуры вдоль длины проводника симметрично относительно центра проводника.

Согласно эффекту Томсона в проводнике в результате взаимодействия электронов с неравномерным участком теплового поля будет происходить поглощение и/или выделение энергии. То есть, в углеродной нити, находящейся под воздействием внешнего электрического поля, в результате осуществления процессов, связанных с теплопроводностью, не все тепловые процессы завершены.

В этом случае, электроны, перемещающиеся под воздействием внешнего электрического поля, взаимодействуют и с тепловым полем, созданным в результате фонон-фононного взаимодействия.

То есть, имеем фонон-электронное взаимодействие. Пусть вектор теплового поля направлен от более низкой температуры к более высокой. Тогда при однонаправленности векторов внешнего электрического и теплового полей происходит ускорение электронов и переход их на более высокий энергетический уровень. В этой зоне электроны поглощают энергию, выделяемую тепловым полем. Происходит охлаждение. И,

наоборот, при разнонаправленности векторов внешнего электрического и теплового поля электроны тормозятся. Они переходят на более низкий электронный уровень и отдают энергию. Происходит нагрев. Вдоль углеродной нити имеем две зоны. В одной происходит поглощение энергии и охлаждение, а в другой – выделение энергии и нагрев. Характер тепловых процессов на основе фонон-электронного взаимодействия описывается соотношением, полученным феноменологическим путем [3,8]

$$\frac{dP_x}{dx} = k \cdot I \cdot \frac{dT_x}{dx}, \quad (4)$$

$P_x$  - теплота, выделяющаяся в единицу времени;  $k$  - коэффициент Томсона;  $I$  - сила тока.

В этом случае граничные условия для теплового распределения по (4) связаны с выражением (3), полученным для процесса теплопроводности. Максимальный перепад температур на концах проволоки не будет превышать максимальный удвоенный перепад температур, полученный согласно (3). Тепловое распределение вдоль углеродной нити фонон-электронном взаимодействии показано на рис. 1б.

Теперь рассмотрим, на сколько, все сделанные выше предположения, справедливы с точки зрения энергетического баланса.

Согласно закону Джоуля-Ленца вся энергия внешнего электрического поля затрачивается на создание тепла [8], в данном случае на взаимодействие электронов с фононами и фононов с фононами (на создание тепла за счет колебаний кристаллической решетки), а также на фонон-электронное взаимодействие. Можно сделать предположение, что тепловой баланс (без учета энергетических затрат на броуновское движение) в пределах углеродной нити с учетом (3) определяется

$$Q_{\Sigma} = Q_{эф\phi\phi} + Q_{Том\Sigma}, \quad (5)$$

$Q_{\Sigma}$  - суммарные затраты энергии на все тепловые процессы, происходящие в углеродной нити при внешнем электрическом взаимодействии;  $Q_{эф\phi\phi}$  - энергетические затраты на электрон-фононное и фонон-фононное взаимодействие;  $Q_{Том\Sigma}$  - суммарная энергия, поглощенная и выделенная электронами, в углеродной нити при эффекте Томсона.

Для обеспечения стационарного процесса теплопроводности, подчиняющемуся уравнению Фурье, при воздействии внешнего электрического поля необходимо затратить энергии

$$Q_{эф\phi\phi} = Q_{\Sigma} - Q_{Том\Sigma}.$$

Расчет затраченной или выделенной энергии при эффекте Томсона, возникающего в углеродной нити, можно провести по (4) на основе (3).

Благодаря симметрии выражения (3), суммарная энергия, поглощенная и выделенная

электронами при фотон-электронном взаимодействии в пределах проводника будет равна

$$Q_{ТомЭ} = Q_{Томпогл} + Q_{Томвыд} = 0,$$

$Q_{Томпогл}$  - энергия, поглощаемая электронами при прохождении участка нити от более низкой температуры к более высокой температуре;  $Q_{Томвыд}$  - энергия, выделяемая электронами при прохождении участка нити от более высокой температуры к более низкой температуре.

То есть, по всей углеродной нити будет сохраняться энергетический баланс.

Суммируя температуры, полученные в результате расчета теплопроводности (3) и эффекта Томсона (4) на основании (3), можно получить результирующее распределение температур (рис. 1в).

Таким образом, можно отметить, что в области неравномерного распределения температур:

- в пределах образца углеродной нити, можно считать, что при осуществлении внешнего воздействия на всю нить с помощью источника постоянного электрического тока, при стационарном тепловом процессе, вся энергия затрачивается на процесс теплопроводности, а за счет эффекта Томсона выделенная электронами энергия равна поглощенной энергии, и сумма этих энергий в целом по образцу равна 0;

- температурное распределение за счет эффекта Томсона, согласно (4), в точности отражает распределение температур по (3);

- благодаря использованию квазичастиц – фононов, получена возможность и физически, и математически с достаточно высокой степенью точности провести теоретически раздельное рассмотрение тепловых процессов, связанных с теплопроводностью и эффектом Томсона;

- для оценки разности температур, наблюдаемой на концах углеродной нити достаточно произвести расчет температурного распределения согласно уравнению Фурье. Суммарная разность температур на концах углеродной нити примерно равна двойной разности температур между температурой в середине нити и температурой на концах нити рассчитанной при теплопроводности;

- сопоставление полученных по предлагаемой методике расчетных данных (рис. 1в) с результатами экспериментов (рис. 2) показало высокую степень совпадения.

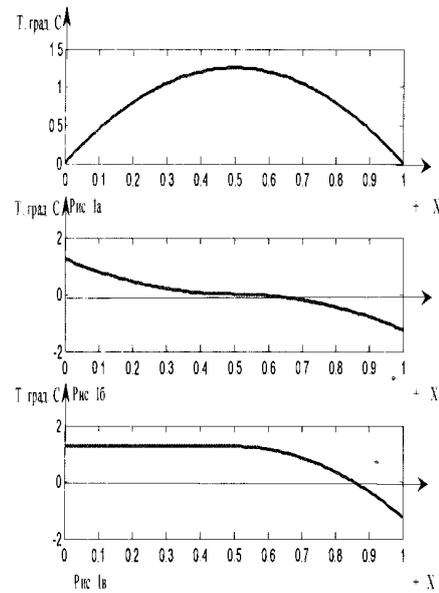


Рис. 1. Распределение теплового поля вдоль углеродной нити: 1а – при теплопроводности; 1б – при эффекте Томсона; 1в - в результате суммирования тепловых полей теплопроводности и эффекта Томсона.

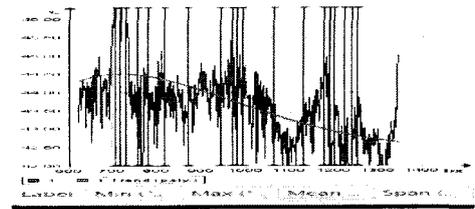


Рис.2. Результирующее распределение температурного поля вдоль углеродной нити, полученное в ходе экспериментов.

1. Булыгин В.С. О влиянии эффекта Томсона на нагрев металла электрическим током// Современные проблемы фундаментальных и прикладных наук – общая и прикладная физика. Сборник трудов 49-й научной конференции МФТИ, Т.П/ МФТИ – М.: 2006.
2. Котов В. Расчет температурного поля тонкого проводника, нагреваемого электрическим током. МГТУ им. Н.Э.Баумана, сайт: [www.nsu.ru](http://www.nsu.ru), 2002.
3. Гуревич А.Г. Физика твердого тела. Учебное пособие для вузов. ФТИ им. А.Ф.Иоффе РАН – СПб: Невский Диалект, БХВ-Петербург, 2004, 320 с.
4. Винтайкин Б.Е. Физика твердого тела. Учебное пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана, 2008, 360 с.
5. Бете Г., Зоммерфельд А. Электронная теория металлов. Л., М.: Главная редакция технико-теоретической литературы, 1938
6. Термоэлектрические явления URL: <http://www.megabook.ru>. (дата обращения 14.04.2014).
7. Шульженко А.А., Андрианов Н.А., Модестов М.Б., Мнев Б.А. Особенности расчета нагревателя с углеродными нитями // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2010. № 6. С. 86-93.
8. Сивухин Д.В. Общий курс физики. Учебное пособие: Для вузов. Электричество.Т.3.. М.: ФИЗМАТЛИТ, 2009, 656 с.

## СПОСОБ ОБРАЗОВАНИЯ И СИНТЕЗ ДВУХ ПОДВИЖНЫХ 5R-МЕХАНИЗМОВ

М.Г.Яруллин<sup>1,2</sup>, М.Р. Мингазов<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Казанский национальный исследовательский технический университет им. А.Н. Туполева –КАИ,

<sup>2</sup>Казанский государственный архитектурно-строительный университет, Казань, Россия;

[Yarullinmg@yahoo.com](mailto:Yarullinmg@yahoo.com)

### Предисловие

Одноподвижные рычажные механизмы находят широкое применение в различных областях машиностроения из-за их простоты и определенности структурных, кинематических и динамических свойств. Использование же двух- и более подвижных механизмов при конструировании устройств вызывает определенные трудности, связанные со структурными исследованиями и синтезом. В данной работе предлагается достаточно простой способ образования и синтеза двухподвижных пятизвенных механизмов из известных одноподвижных четырехзвенных механизмов путем добавления ещё одного звена – стойки, выполненной в виде оси вращения. Для упрощения изложения сути нового способа синтеза ограничимся рассмотрением четырехзвенных рычажных механизмов с одними только вращательными парами.

Рассмотрим примеры.

### §1. Плоский четырехзвенный механизм

Степень подвижности плоского четырехшарнирного механизма с идеальными одноподвижными связями в виде вращательных пар (рис.1а, в дальнейшем такой механизм назовем плоским 4R-механизмом) согласно формуле Чебышева:

$$W = 3 \cdot (m - 1) - 2 \cdot p_n - p_v = 3 \cdot (4 - 1) - 2 \cdot 4 - 1 \cdot 0 = 1. \quad (1)$$

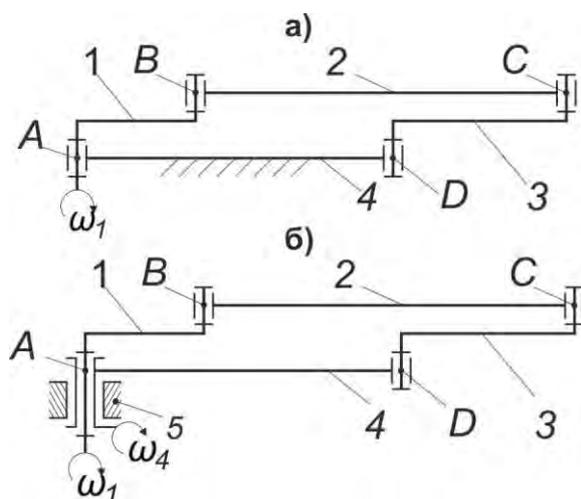


Рис. 1. Схемы для обоснования способа образования плоского 5R-механизма на базе 4R-механизма

Здесь  $m$  – число звеньев,  $p_v$  – число высших (одноподвижных) кинематических пар,  $p_n$  – число низших пар. Понятно, что наличие кривошипа и

балансира, двух кривошипов или двух балансиров, зависит от сочетания длин звеньев ( $AB = l_1$ ,  $BC = l_2$ ,  $CD = l_3$ ,  $DA = l_4$ ) данного механизма согласно требованиям теоремы Грасгофа.

Не изменяя структурных параметров этого 4R-механизма, но освободив звено 4 и добавив ещё одно дополнительное звено – стойку 5, можно получить двухподвижный 5R-механизм. Для нового механизма (рис.1б) степень подвижности:

$$W = 3 \cdot (m - 1) - 2 \cdot p_n - p_v = 3 \cdot (5 - 1) - 2 \cdot 5 - 1 \cdot 0 = 2. \quad (2)$$

Таким образом, полученный механизм является двухподвижным. Здесь звено 3 совершает планетарное движение в плоскости, в отличие от возвратно-вращательного движения этого же звена 3 по первой схеме (рис.1а).

На рис.2 представлены траектории шарнира C и точки  $S_3$  (центр масс шатуна CD) нового двухподвижного 5R механизма.

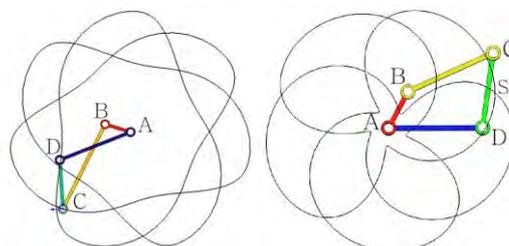


Рис. 2. Траектории движения точек C (шарнира) и  $S_3$  (центра масс звена CD) плоского 5R-механизма образованного на базе 4R-механизма

### §2. Сферический четырехзвенный механизм

Степень подвижности сферического четырехзвенного механизма с идеальными одноподвижными связями в виде вращательных пар (рис.3а, в дальнейшем такой механизм назовем сферическим 4R-механизмом) определяется по формуле Малышева-Сомова:

$$W = 6 \cdot (m - 1) - 5 \cdot p_1 = 6 \cdot (4 - 1) - 5 \cdot 4 = -2. \quad (3)$$

Это означает, что такой механизм в общем якобы неподвижен. Однако, *при определенных условиях* этот механизм может быть вполне подвижен и работоспособен, то есть иметь  $W = 1$ . Наиболее простым типичным примером здесь является карданный механизм. Более того, предлагаемым выше способом одноподвижный четырехзвенный сферический 4R механизм можно превратить в

двухподвижный 5R механизм путем фиксации одной оси шарниров. Зафиксируем ось шарнира А (путем добавления нового неподвижного звена - стойки) и получим механизм с четырьмя подвижными звеньями АВ, ВС, CD, DA и стойкой. Степень подвижности полученного сферического пятизвенного механизма с идеальными одноподвижными связями в виде вращательных пар (рис.3б, в дальнейшем такой механизм назовем сферическим 5R-механизмом) согласно формуле Малышева-Сомова:

$$W = 6 \cdot (m - 1) - 5 \cdot p_1 = 6 \cdot (5 - 1) - 5 \cdot 5 = -1. \quad (4)$$

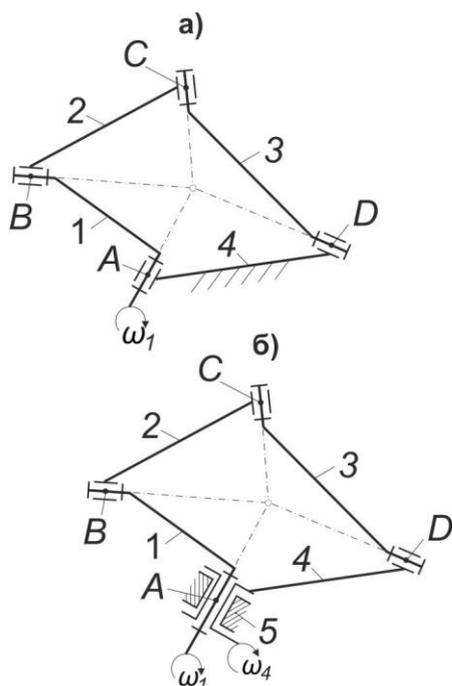


Рис. 3. Схемы для обоснования способа образования сферического 5R-механизма на базе 4R-механизма

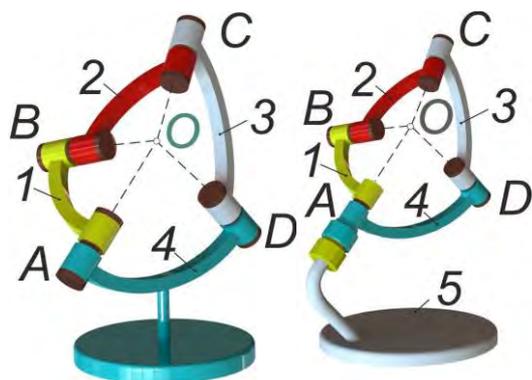


Рис. 4. 3D модели сферического одноподвижного 4R-механизма (а) и сферического двухподвижного 5R-механизма, образованного предлагаемым способом (б)

$W = -1$  означает, что механизм неподвижен, но при соблюдении определенных условий он может быть двухподвижным. К тому же, он имеет весьма

интересные свойства. Например, точки В, С и D этого сферического 5R механизма имеют траектории движения [3], лежащие на *поверхности шара* (рис.5).

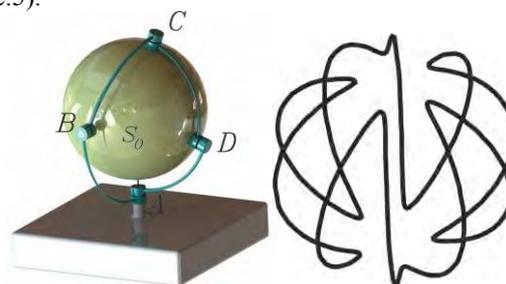


Рис. 5. Траектория движения точки С сферического 5R-механизма образованного на базе 4R-механизма

### §3. Пространственный четырехзвенный механизм

Теперь рассмотрим степень подвижности пространственного четырехзвенного механизма с идеальными одноподвижными вращательными парами, известного как механизм Беннетта (рис.6а, в дальнейшем такой механизм назовем пространственным 4R-механизмом). Она определяется по формуле Малышева-Сомова:

$$W = 6 \cdot (m - 1) - 5 \cdot p_1 = 6 \cdot (4 - 1) - 5 \cdot 4 = -2. \quad (3)$$

Это также означает, что механизм якобы неподвижен. На самом деле, *при соблюдении определенных условий* этот механизм может быть вполне подвижен и работоспособен, то есть иметь  $W = 1$ .

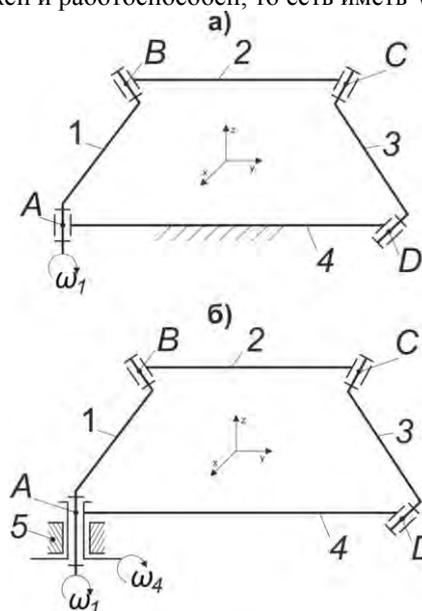


Рис. 6. Схемы для обоснования способа образования пространственного 5R-механизма на базе 4R-механизма

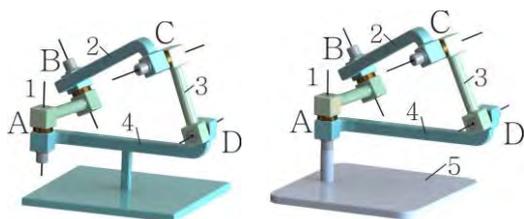


Рис. 7. 3D модели для обоснования способа образования пространственного 5R-механизма на базе 4R-механизма

Предлагаемым способом и этот одноподвижный четырехзвенный пространственный 4R механизм можно превратить в двухподвижный. Получится двухподвижный пространственный 5R механизм (3D модели представлены на рис. 7). Степень подвижности его по формуле Малышева-Сомова равна:

$$W = 6 \cdot (m - 1) - 5 \cdot p_1 = 6 \cdot (5 - 1) - 5 \cdot 5 = -1. \quad (4)$$



Рис. 8. Фотография лабораторно-экспериментальной установки двухподвижного пространственного 5R-механизма, синтезированного на базе 4R-механизма предлагаемым способом

В действительности, степень подвижности полученного механизма, как показывают наши исследования (рис.8),  $W = 2$ . Это означает, что механизм двухподвижен и может иметь два ведущих звена (звено 1 и звено 4). Полученный новый механизм обладает весьма интересными кинематическими и динамическими свойствами. Во-первых, точка С имеет сложную пространственную траекторию в виде замкнутой спирали (рис. 9). Во-вторых, угол поворота  $\gamma$  между ведущим шатуном 4 и кривошипом 3 зависит от углов поворота  $\varphi$  ведущего кривошипа и  $\lambda$  ведущего шатуна и определяется выражением:

$$\cos \gamma = [\cos \varphi \cdot \cos \lambda \cdot K_1 + \sin \varphi \cdot \sin \lambda \cdot K_2 - (\cos^2 \lambda - \sin^2 \lambda) \cdot K_3 - K_4] / [-\cos \varphi \cdot \cos \lambda \cdot K_5 + \sin \varphi \cdot \sin \lambda \cdot K_6 + (\cos^2 \lambda - \sin^2 \lambda) \cdot K_7 + K_8]$$

или

$$\sin \gamma = [(\sin \varphi \cdot \cos \lambda + \sin \lambda \cdot \cos \varphi) \cdot (l_2^2 - l_1^2)] / [-\cos \varphi \cdot \cos \lambda \cdot K_5 + \sin \varphi \cdot \sin \lambda \cdot K_6 + (\cos^2 \lambda - \sin^2 \lambda) \cdot K_7 + K_8],$$

где:

$$\begin{aligned} K_1 &= l_2^2 \cdot \cos \alpha_1 + l_1^2 \cdot \cos \alpha_2; & K_2 &= l_1^2 \cdot \cos \alpha_2 - l_2^2 \cdot \cos \alpha_1; \\ K_3 &= l_1 \cdot l_2 \cdot \cos \alpha_2; & K_4 &= l_1 \cdot l_2 \cdot \cos \alpha_1; \\ K_5 &= l_1 \cdot l_2 \cdot (\cos \alpha_1 + \cos \alpha_2); & K_6 &= l_1 \cdot l_2 \cdot (\cos \alpha_1 - \cos \alpha_2); \\ K_7 &= l_1^2 \cdot \cos \alpha_2; & K_8 &= l_2^2 \cdot \cos \alpha_1. \end{aligned}$$

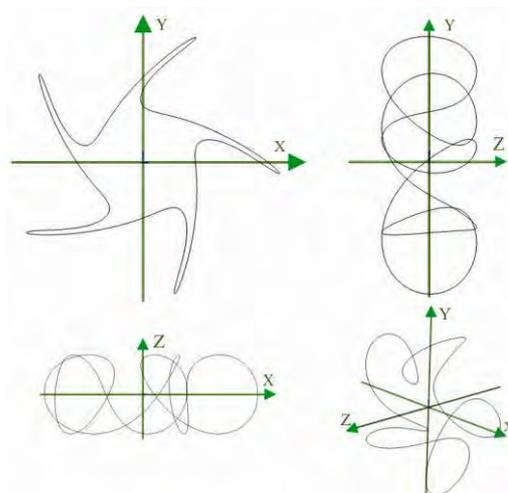


Рис. 9. Траектория движения точки С пространственного 5R-механизма образованного на базе 4R-механизма

Графическая интерпретация этих уравнений представлена на рис. 10.

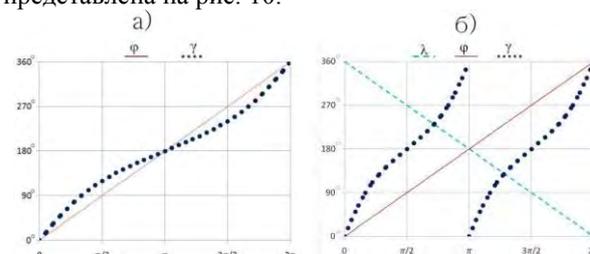


Рис. 10. Угол поворота рабочего звена (а) пространственного 4R и (б) пространственного 5R механизмов

## Заключение

Предложен и опробован способ образования и синтез двухподвижных пятизвенных механизмов из известных одноподвижных плоских, сферических и пространственных четырехзвенников путем добавления ещё одного звена. Добавленное звено выполнено в виде стойки, являющейся осью вращения. Преобразование одноподвижных четырехзвенников в двухподвижные пятизвенники выполнены без изменения структурных параметров.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 13-08-97090\13).

1. Яруллин М. Г., Мингазов М. Р. Краткий анализ модификации механизмов Беннетта// Проблемы механики современных машин. Материалы V международной конференции. – Улан-Удэ: Изд-во ВСГУТУ, 2012. Т. 1. – с. 177-181.
2. Мингазов М. Р., Яруллин М. Г. Анализ исследований пространственных механизмов с вращательными парами// Аналитическая механика, устойчивость и управление: Труды X Международной Четаевской конференции. Т.1. Секция 1. Аналитическая механика. Казань, 12-16 июня 2012 г. – Казань: Изд-во Казан. гос. техн. ун-та, 2012. – с. 358-366.  
Мингазов М. Р., Яруллин М. Г. Трёхмерное моделирование движения пространственных механизмов.// XX Туполевские чтения: Международная молодежная научная конференция, 22-24 мая 2012 года: материалы конференции. – Казань: Изд-во Казан. гос. техн. ун-та. 2013. – Т. III. Ч. 1. – с 226-227.

## СОДЕРЖАНИЕ

	Стр.
<b>ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫЕ ПОКРЫТИЯ ДЛЯ ЗАЩИТЫ НИКЕЛЕВЫХ И ИНТЕРМЕТАЛЛИД-НЫХ СПЛАВОВ ОТ ГАЗОВОЙ КОРРОЗИИ</b> Н.В. Абраимов <i>ФГУП «НПП газотурбостроения «Салют», Москва, Россия</i>	3
<b>ОСОБЕННОСТИ СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ГИДРОГЕНИ-ЗИРОВАННЫХ ФОЛЬГАХ СПЛАВОВ НА ОСНОВЕ ПАЛЛАДИЯ, КАК ПРОЦЕСС САМООРГАНИЗАЦИИ ДЕФЕКТНЫХ И СТРУКТУРНЫХ СОСТОЯНИЙ</b> В.М. Авдюхина, О.В. Акимова, И.С.Левин <i>Физический факультет МГУ имени М.В. Ломоносова, Москва, Россия; Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	4
<b>НЕМОНОТОННАЯ СТРУКТУРНАЯ ЭВОЛЮЦИЯ В ФОЛЬГАХ СПЛАВА Pd-In-Ru, ИНДУЦИРОВАННАЯ ВОДОРОДОМ</b> В.М. Авдюхина, О.В. Акимова, И.С.Левин <i>Физический факультет МГУ имени М.В.Ломоносова, Москва, Россия; Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	6
<b>РАСЧЕТ ВЫСОТНЫХ ПАРАМЕТРОВ ШЕРОХОВАТОСТИ ПОВЕРХНОСТИ ПРИ ТОЧЕНИИ</b> Р.Н. Акинъшин <i>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия</i>	8
<b>ИССЛЕДОВАНИЕ ХАРАКТЕРИСТИК АЛМАЗОПОДОБНЫХ ПОКРЫТИЙ, ИСПОЛЬЗУЕМЫХ ДЛЯ СНИЖЕНИЯ ТРЕНИЯ В ШАРНИРНЫХ СОЕДИНЕНИЯХ УЗЛОВ МАШИН</b> А.Ю. Албагачиев, Д.А. Токарев, Н.С. Седых <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия ООО «Новые плазменные технологии», Москва, Россия</i>	11
<b>ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА НАПОРНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДИНАМИЧЕСКИХ УПЛОТНЕНИЙ</b> А.Ю. Албагачиев, А.П. Кушнир <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия</i>	13
<b>ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПОГРЕШНОСТЕЙ НА НАПОРНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДИНАМИЧЕСКИХ УПЛОТНЕНИЙ</b> А.Ю. Албагачиев, А.П. Кушнир <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия</i>	16
<b>УСТОЙЧИВОСТЬ ПРОЦЕССА СВЕРЛЕНИЯ ТРУДНОБРАБАТЫВАЕМЫХ МАТЕРИАЛОВ</b> А.Ю. Албагачиев, А.В. Михеев. <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия</i>	18

<b>ПРИВОД ЭКЗОСКЕЛЕТОНА - РОБОТА</b>	20
А.Ю. Албагачиев, М.В.Суров <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия</i> <i>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	
<b>МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕМПЕРАТУРЫ ПРИ ПРОКАТКЕ С ИМПУЛЬСНЫМ ВОЗДЕЙСТВИЕМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОГО ТОКА</b>	25
А.Ю.Албагачиев, У.Х.Угурчиев <i>Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	
<b>ИСПОЛЬЗОВАНИЕ СТАТИСТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗАКОНОВ ДВИЖЕНИЯ В ЗАДАЧАХ ДИАГНОСТИКИ ЦИКЛОВЫХ МЕХАНИЗМОВ</b>	30
А.К. Алешин, Н.Л. Ковалева, Г.И. Фирсов <i>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	
<b>СТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ TiN К АБРАЗИВНОМУ ИЗНОСУ</b>	33
А.А.Андреев, О.В.Соболь, И.В.Сердюк, С.В.Федоров, Н.Ю.Черкасова, Н.В.Солис <i>ННЦ Харьковский физико-технический институт НАНУ, Харьков, Украина</i> <i>Национальный технический университет «Харьковский политехнический институт», Харьков, Украина</i> <i>МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия</i>	
<b>АВТОМАТИЗИРОВАННАЯ ИНФОРМАЦИОННО-ПОИСКОВАЯ СИСТЕМА КОНСТРУКТОРСКОЙ ДОКУМЕНТАЦИИ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ</b>	36
А.М.Арзыбаев <i>Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	
<b>СТРУКТУРА И СВОЙСТВА ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ</b>	37
Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Мельшанов А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачёв М.С. <i>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	
<b>КИНЕТИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ АЛЮМИНИЕВО-МАГНИЕВЫХ СПЛАВОВ С ВОДНЫМ РАСТВОРОМ ГИДРОКСИДА НАТРИЯ</b>	39
Ф.З. Бадаев, В.В. Рыбальченко, А.Х. Хайри, А.А. Васин <i>Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия</i>	
<b>АВТОМАТИЗАЦИЯ АЛМАЗНОЙ ОБРАБОТКИ ДЕТАЛЕЙ ИЗ ХРУПКИХ НЕМЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ</b>	42
Бальков А.В. <i>ООО «РусАтлант», Москва, Россия</i>	
<b>МОДЕЛИРОВАНИЕ НАДЕЖНОСТИ СИСТЕМЫ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ТЕПЛООВОГО РЕЖИМА КОСМИЧЕСКОГО АППАРАТА С УЧЕТОМ ДОСТОВЕРНОСТИ СИСТЕМЫ КОНТРОЛЯ НА ЭТАПЕ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ИСПЫТАНИЙ</b>	45
В.В. Белова <i>ОАО «РКК «Энергия» им. С.П. Королева», Королев, Россия</i>	

- ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА РАБОТЫ УЗЛОВ ТРЕНИЯ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ ПОРОШКОВОЙ НАПЛАВКЕ** 46  
В.П.Бирюков, В.Г. Лаптева, И.А. Хренникова, Д.Ю. Татаркин  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия;  
ООО НТО «ИРЭ-Полюс», Фрязино, Московской области, Россия*
- ОПТИМИЗАЦИЯ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ ДЛЯ ПОВЫШЕНИЯ СОПРОТИВЛЕНИЯ УСТАЛОСТИ СТАЛЬНЫХ ОБРАЗЦОВ** 49  
В.П. Бирюков, И.М. Петрова, И.В. Гадолина  
*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*
- РОТАЦИОННОЕ ДВИЖЕНИЕ И УСТОЙЧИВОСТЬ ОРТОГОНАЛЬНОГО МЕХАНИЗМА С НЕИДЕАЛЬНЫМ ИСТОЧНИКОМ ЭНЕРГИИ ПРИ НАГРУЗКЕ РАБОЧЕГО ЗВЕНА** 52  
Бисембаев К., Искаков Ж.  
*Институт механики и машиноведения имени акад. У.А. Джолдасбекова, Казахстан*
- ВЫБОР МАТЕРИАЛА ИЗНОСОСТОЙКОГО ПОКРЫТИЯ, НАНОСИМОГО МЕТОДОМ ЭЛЕКТРОИСКРОВОГО ЛЕГИРОВАНИЯ, НА ОСНОВЕ РЕЗУЛЬТАТОВ ИНДЕНТИРОВАНИЯ** 56  
В.В. Блажеев, П.Г. Иваночкин, А.С. Личковаха  
*Донской государственный технический университет, Ростов-на-Дону, Россия;  
Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия*
- ВЫСОКОСКОРОСТНАЯ ОБРАБОТКА АВИАЦИОННЫХ ДЕТАЛЕЙ МАЛОЙ ЖЕСТКОСТИ С ПРИМЕНЕНИЕМ ДЕМПФИРОВАНИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВИБРАЦИЙ** 59  
С.А. Болсуновский, В.Д. Вермель, Г.А. Губанов, Л.Л. Чернышев  
*Центральный аэрогидродинамический институт им. проф. Н.Е. Жуковского, Жуковский*
- ФУНКЦИОНАЛЬНЫЕ И ПРОГРАММНО-АППАРАТНЫЕ ОСОБЕННОСТИ ВЫСОКОПРОИЗВОДИТЕЛЬНЫХ АНАЛОГО-ЦИФРОВЫХ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЕЙ В СИСТЕМАХ УПРАВЛЕНИЯ СТАНКОВ И ОБОРУДОВАНИЯ С ЧПУ** 62  
Ю.Н. Бугров  
*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*
- АЛМАЗОПОДОБНЫЕ ПОКРЫТИЯ-ОРИЕНТАНТЫ И ИХ ЛИЯНИЕ НА СМАЗОЧНУЮ СПОСОБНОСТЬ МАСЕЛ** 65  
И.А.Буяновский, В.А.Левченко, А.Н.Большаков, А.Г.Сипатров, М.Н.Зеленская, В.Н.Матвеевко, Р.В.Бартко  
*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия  
Химический факультет МГУ им. Ломоносова, Москва, Россия;  
25 ГосНИИ химмотологии Минобороны РФ, Москва, Россия;  
МГТУ им. Баумана, Москва, Россия*
- ПОВЫШЕНИЕ ПРОЧНОСТИ И ДОЛГОВЕЧНОСТИ УЗЛОВ** 69

- СОЕДИНЕНИЙ КОНСТРУКЦИЙ ИЗ ПКМ С МЕТАЛЛИЧЕСКИМИ ЭЛЕМЕНТАМИ ПРИ ПРИМЕНЕНИИ НАНО-МОДИФИЦИРОВАННЫХ КЛЕЕВ**  
В.Д. Вермель, Л.Л. Чернышев, А.М. Сыров, С.М. Наумов, С.А. Титов  
*Центральный аэрогидродинамический институт им. проф. Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия;*  
*ЗАО «АэроКомпозит», Москва, Россия*
- ДИНАМИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СОВМЕЩЕННЫХ ПЕРЕНОСНЫХ ДВИЖЕНИЙ ПРОТЕЗА РУКИ** 72  
Воробьев Е.И., Дорофеев В.О.  
*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*
- ТЕОРИЯ КОНТАКТНОГО УДАРНО-ИМПУЛЬСНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ТЕЛ С ТОНКИМИ ПОКРЫТИЯМИ** 74  
Н.А. Воронин  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- УЧЕТ ДЕФОРМАЦИОННОГО УПРОЧНЕНИЯ МАТЕРИАЛА ОСНОВЫ ТОПОКОМПОЗИТА В КОНТАКТНЫХ ЗАДАЧАХ** 77  
Н.А. Воронин  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- ОБЗОР ИССЛЕДОВАНИЙ МЕХАНИЗМОВ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ СТРУКТУРЫ В ИНСТИТУТЕ МАШИНОВЕДЕНИЯ ИМ. А.А. БЛАГОНРАВОВА РАН** 81  
В.А.Глазунов, А.Ю.Чунихин  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- МЕТАЛЛОФИЗИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ СОЗДАНИЯ МНОГОФУНКЦИОНАЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НОВОГО ПОКОЛЕНИЯ** 85  
А.М. Глезер  
*Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии им. И.П. Бардина, Москва, Россия*  
*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*
- МНОГОПАРАМЕТРИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ИЗМЕНЕНИЯ СОСТОЯНИЯ СЛОЖНЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ** 87  
В.В. Гриб, Р.В. Жуков, И.М. Петрова  
*Московский автомобильно-дорожный государственный технический университет (МАДИ), Москва, Россия*  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА МОЛЕКУЛЯРНОЙ ДИНАМИКИ ДЛЯ АНАЛИЗА КИНЕТИКИ СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫХ ПРЕВРАЩЕНИЙ В ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЯХ УПРОЧНЕННЫХ ТЕПЛОСТОЙКИХ СТАЛЕЙ ПРИ ТРЕНИИ СКОЛЬЖЕНИЯ С РЕСУРСНЫМ СМАЗЫВАНИЕМ** 90  
Ю.Н. Дроздов, П.И. Маленко  
*Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*  
*Тульский государственный университет, Тула, Россия*

<b>ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ, АРМИРОВАННЫХ ЧАСТИЦАМИ СВЕРХУПРУГОГО ТВЕРДОГО УГЛЕРОДА</b> Е.И.Дроздова, И.Н.Потапова, О.П.Черногорова, Е.А.Екимов <i>Институт металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН, Москва, Россия;</i> <i>Институт физики высоких давлений им. Л.Ф. Верецагина РАН, Москва, Россия</i>	93
<b>МЕТОДЫ ИДЕНТИФИКАЦИИ УПРУГИХ СВОЙСТВ ОДНОНАПРАВЛЕННОГО УГЛЕПЛАСТИКА</b> А.М. Думанский, М.А. Алимов, Л.П. Таирова <i>Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия;</i> <i>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия</i>	96
<b>КАЧЕСТВО ИСПОЛЬЗОВАНИЯ ИНСТРУМЕНТА В КОНКРЕТНЫХ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ УСЛОВИЯХ</b> Д.М. Забельян <i>Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия</i>	99
<b>АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ТРАЕКТОРИЙ ИННОВАЦИОННОГО РАЗВИТИЯ НА ОСНОВЕ СИНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОДХОДА</b> Р.И. Зайнетдинов, И.В. Гадолина <i>Московский государственный университет путей сообщения, Москва, Россия;</i> <i>Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия</i>	104
<b>АВТОМАТИЗИРОВАННЫЙ СПОСОБ РАСЧЕТА ВЫСОТЫ МИКРОНЕРОВНОСТЕЙ ПРИ ТОЧЕНИИ ТРУДНООБРАБАТЫВАЕМЫХ АУСТЕНИТНЫХ, МАРТЕНСИТНЫХ И МАРТЕНСИТНО-ФЕРРИТНЫХ СТАЛЕЙ</b> Н.Г. Зайцева, А.С. Сергеев, А.Л. Плотников <i>Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия</i>	107
<b>ОБЕСПЕЧЕНИЕ НАДЕЖНОСТИ РОБОТИЗИРОВАННОГО КОМПЛЕКСА СТАНА ДЛЯ РАСКАТКИ ЖАРОПРОЧНЫХ ДИСКОВ В УСЛОВИЯХ СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ</b> А.Р. Ибрагимов <i>Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия</i>	112
<b>РАВНОКАНАЛЬНОЕ УГЛОВОЕ ПРЕССОВАНИЕ И КРУЧЕНИЕ ПОД ВЫСОКИМ ДАВЛЕНИЕМ НИЗКОУГЛЕРОДИСТОЙ СТАЛИ</b> А.М. Иванов, А.А. Платонов <i>Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова СО РАН, Якутск, Россия</i>	113
<b>ЛАБОРАТОРНАЯ УСТАНОВКА ЛИНЕЙНОЙ (ВИБРАЦИОННОЙ) СВАРКИ ТРЕНИЕМ</b> Р.М. Кашаев, А.М. Хуснуллин	116

- Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия*  
**УВЕЛИЧЕНИЕ СРОКА ЭФФЕКТИВНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ ПАРЫ КОЛЕСО-РЕЛЬС В УСЛОВИЯХ ОТКРЫТЫХ ГОРНЫХ РАБОТ** 117  
А. М. Керопян  
*Московский государственный горный университет, Москва, Россия*
- РАЗРАБОТКА СПОСОБОВ ГЕТЕРОГЕННОГО ЕСТЕСТВЕННОГО АРМИРОВАНИЯ МАТЕРИАЛА ЛОКАЛЬНЫМИ СИЛЬНО УПРОЧНЕННЫМИ ОБЛАСТЯМИ С КРАТНО ПОВЫШЕННЫМИ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫМИ СВОЙСТВАМИ** 120  
А.В. Киричек, Д.Л. Соловьев  
*Юго-западный государственный университет, Курск, Россия;*  
*Муромский институт (филиал) Владимирского государственного университета, Муром, Россия*
- КОНТАКТНАЯ ПРИСПОСОБЛЯЕМОСТЬ НОМИНАЛЬНО НЕПОДВИЖНЫХ СОЕДИНЕНИЙ В УСЛОВИИ СУХОГО ТРЕНИЯ** 122  
Я.М. Клебанов, М.Ю. Александрова  
*Самарский государственный технический университет, Самара, Россия*
- ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРЫ МАТЕРИАЛОВ НА ОБРАБАТЫВАЕМОСТЬ РЕЗАНИЕМ И СТОЙКОСТЬ РЕЖУЩЕГО ИНСТРУМЕНТА** 124  
Клименко С. А., Копейкина М.Ю., Нос А. О., Рыжов Ю. Э.  
*Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев, Украина*
- СВЕРЛЕНИЕ СИНТЕГРАНА ТВЕРДОСПЛАВНЫМИ СВЕРЛАМИ С КОМПЛЕКСНЫМ МОДИФИЦИРОВАНИЕМ РЕЖУЩЕЙ ЧАСТИ** 127  
В.И.Кокарев, С.В.Федоров, А.К.Велис, Йе Мин Со  
*МГТУ «СТАНКИН», Москва, Россия*
- АНАЛИЗ СОВРЕМЕННЫХ СПОСОБОВ ЛАЗЕРНОЙ РЕЗКИ ЛИСТОВЫХ МАТЕРИАЛОВ** 130  
М.В.Кокорин, И.Ф.Дьяков, С.Ю.Поляков, В.И.Филимонов, В.Н.Кокорин, М.И.Культюшкин  
*Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия;*  
*ОАО «Утес», Ульяновск, Россия*
- ПОВЫШЕНИЕ ЭФФЕКТИВНОСТИ ПРОЦЕССА КОНСОЛИДАЦИИ ПРИ ПРЕССОВАНИИ УВЛАЖНЕННОГО МЕТАЛЛИЧЕСКОГО ПОРОШКА** 133  
В.Н. Кокорин, А.А. Митюшкин  
*Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия*
- ИНТЕНСИВНОЕ ПРЕССОВАНИЕ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ СО СДВИГОВЫМИ ДЕФОРМАЦИЯМИ ПРИ УЛЬТРАЗВУКОВОМ ВОЗДЕЙСТВИИ** 134  
А.В.Кокорин, Н.А.Сизов, В.Н.Кокорин, В.И.Филимонов  
*Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия*
- ИННОВАЦИИ В МЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ ДЕТАЛЕЙ МАШИН** 136  
В.А. Комаров, В.В. Плешаков  
*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*

- ЭНЕРГОТРАСПОРТИРУЮЩИЕ ПОЛИМЕРНЫЕ КОМПОЗИТЫ И ПРИМЕРЫ ИХ ПРИМЕНЕНИЯ В ОБЪЕКТАХ НОВОЙ ТЕХНИКИ** 139  
В.С. Кондратенко, Ю.И. Сакуненко  
*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*  
*ООО “Спецпласт-М”*
- ПОЛУЧЕНИЕ КОМПОЗИТОВ С ТРЕБУЕМЫМИ СВОЙСТВАМИ НА ОСНОВЕ СТРУКТУРНОГО ПОДХОДА** 142  
И.В.Кочешков  
*Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Москва, Россия*
- МАТЕМАТИЧЕСКОЕ И КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ТЕПЛОВЫХ ПРОЦЕССОВ ПРИ ВЗАИМОДЕЙСТВИИ КАТОДНОГО ПЯТНА ВАКУУМНОЙ ДУГИ С ПОВЕРХНОСТЬЮ ТВЕРДОГО ТЕЛА** 147  
В.Г. Кузнецов, Е.С. Бабушкина, Т.А. Курбанов, В.П. Пониматкин, Д.В.Крымов  
*Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург, Россия*  
*ООО «Магистраль Технологий», Санкт-Петербург, Россия*  
*ООО «ФАКТОРИЯ ЛС», Санкт-Петербург, Россия*  
*Санкт-Петербургский государственный электротехнический университет «ЛЭТИ», Санкт-Петербург, Россия*
- СОРБЦИЯ МЕТАЛЛОВ И РАДИОНУКЛИДОВ ПРИ ФИЛЬТРАЦИИ ВОДЫ УГЛЕРОДНЫМИ СОРБЕНТАМИ, ПОЛУЧЕННЫМИ РАЗЛОЖЕНИЕМ УГЛЕВОДОРОДОВ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ВАКУУМНО-ДУГОВОГО РАЗРЯДА** 151  
В.Г. Кузнецов, В.П. Пониматкин, Т.А. Курбанов, С.В. Процаенко, А.В.Прокофьев  
*Институт проблем машиноведения РАН, Санкт-Петербург, Россия*  
*ООО «ФАКТОРИЯ ЛС», Санкт-Петербург, Россия*  
*ООО «Магистраль Технологий», Санкт-Петербург, Россия*  
*ЗАО «Северо-западная экологическая компания», Санкт-Петербург, Россия*  
*ЦНИИ Робототехники и технической кибернетики, Санкт-Петербург, Россия*
- СТРУКТУРНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДЛЯ ОЦЕНКИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ И СМАЗОЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ТРЕНИИ** 154  
Л.И.Куксенова, В.Г.Лаптева, М.С.Алексеева  
*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- ПРОГНОЗИРОВАНИЕ КАЧЕСТВА ОБРАБОТКИ ПОВЕРХНОСТИ НА ОСНОВЕ МОДЕЛИ ДИСКРИТНОГО КОНТАКТА ПАР ТРЕНИЯ** 156  
П.А. Курапов, В.С. Новиков, Д.А. Федош  
*НИИ Технологии и организации производства двигателей «НПЦ Газотурбостроения «САЛЮТ», Москва, Россия*
- СИСТЕМА АДАПТИВНОГО УПРАВЛЕНИЯ ПОДАЧЕЙ С ЦИФРОВОЙ ОБРАБОТКОЙ СИГНАЛОВ ОТ ДАТЧИКОВ ХОЛЛА С МНОГОСЕКТОРНЫМ РАЗМЕЩЕНИЕМ ИХ В ДИНАМОМЕТРИЧЕСКОМ ШПИНДЕЛЬНОМ УЗЛЕ** 158

В.А. Лизогуб, Ю.Н. Бугров

*Московский государственный университет приборостроения и информатики, Москва, Россия*

**РАЗРАБОТКА МОДЕЛЬНЫХ ИСПЫТАТЕЛЬНЫХ СРЕДСТВ ДЛЯ  
ОЦЕНКИ ЭФФЕКТИВНОСТИ СИСТЕМЫ ВЛАЖНОЙ ОЧИСТКИ  
ПРОТОЧНОГО ТРАКТА ГТД** 162

Е.Н. Мальцев, Б.М. Силаев

*ОАО «Кузнецов», Самара, Россия*

*Самарский государственный аэрокосмический университет (Национальный исследовательский университет), Самара, Россия*

**ЛИСТОВЫЕ И РУЛОННЫЕ АВИАЦИОННЫЕ СПЛАВЫ С  
ПОКРЫТИЯМИ: ОСОБЕННОСТИ РАСКРОЯ И ТЕХНОЛОГИЯ ЕГО  
РЕАЛИЗАЦИИ** 164

В.А. Марковцев, В.В. Марковцева

*ОАО «Ульяновский НИИТ», Ульяновск, Россия*

*Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия*

**МЕТОД И УСТРОЙСТВО ДЛЯ ФОРМИРОВАНИЯ  
УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОЙ СТРУКТУРЫ МАТЕРИАЛА  
ПРУТКОВЫХ ЗАГОТОВОК** 167

А.С. Матвеев, Р.А. Казаков

*Рыбинский государственный авиационный технический университет им.*

*П.А.Соловьева, Рыбинск, Россия;*

*ООО «Научно-производственное объединение «Сатурн», Рыбинск, Россия*

**АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ РАЗЛИЧНЫХ ФАКТОРОВ НА ПАРАМЕТРЫ  
КОНТАКТА ШЕРОХОВАТЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ДЕТАЛЕЙ БЛИЗКОЙ  
ТВЁРДОСТИ** 170

М.М. Матлин, Е.Н. Казанкина, В.А. Казанкин

*Волгоградский государственный технический университет, Волгоград,  
Россия*

**РАСЧЕТНОЕ ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГЛУБИНЫ УПРОЧНЕННОГО СЛОЯ В  
УСЛОВИЯХ СОИЗМЕРИМЫХ ТВЕРДОСТЕЙ ИНСТРУМЕНТА И  
ДЕТАЛИ** 172

М.М. Матлин, С.Л. Лебский, А.И. Мозгунова, Ал.И.Фролова

*Волгоградский государственный технический университет, Волгоград,  
Россия*

**ЭФФЕКТ ТЕРМОГИДРАВЛИЧЕСКОЙ ОПОРЫ В УЗЛАХ ТРЕНИЯ** 175

И.А. Меделяев

*ОАО «345 механический завод», Балашиха Московской области, Россия*

**ИССЛЕДОВАНИЯ СТРУКТУРЫ ПОВЕРХНОСТИ И  
ТРИБОЛОГИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОКРЫТИЙ, ПОЛУЧЕННЫХ  
КАРБОКСИЛАТНЫМ МЕТОДОМ** 178

А.М.Мезрин, А.В.Морозов, Т.И.Муравьева, Н.Н.Фролов

*Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия;*

*«НИИ химической технологии» (ФГУП ВНИИХТ), Москва, Россия*

**МОДЕРНИЗАЦИЯ ШПИНДЕЛЬНЫХ УЗЛОВ СТАНКОВ  
СИСТЕМАМИ ПРЯМОГО ПРИВОДА С ПОВЫШЕННЫМ** 181

**КРУТЯЩИМ МОМЕНТОМ**

В.В. Михрютин, И.О. Москвин

*Рыбинский государственный авиационный технический университет им.*

*П.А.Соловьева, Рыбинск, Россия*

**ПУТИ СОВЕРШЕНСТВОВАНИЯ КОМПОНОВОК СТАНКОВ ДЛЯ  
ОБРАБОТКИ ТОНКОСТЕННЫХ ЛИСТОВЫХ ОБШИВОК ПЛАНЕРА  
САМОЛЕТА** 186

В.В. Михрютин, М.А. Шерстобитов

*Рыбинский государственный авиационный технический университет им.*

*П.А.Соловьева, Рыбинск, Россия;*

*ЗАО «Авиационный консалтинг – ТЕХНО», Москва, Россия*

**ФОРМООБРАЗОВАНИЕ ПОВЕРХНОСТИ ЗАГОТОВКИ ПРИ  
НЕСТАЦИОНАРНЫХ УСЛОВИЯХ ТОКАРНОЙ ОБРАБОТКИ** 191

В.В. Михрютин

*Рыбинский государственный авиационный технический университет им.*

*П.А.Соловьева, Рыбинск, Россия*

**ПЕРСПЕКТИВЫ МЕТОДА ЭЭХО ДЛЯ ПОЛУЧЕНИЯ  
ОХЛАЖДАЕМЫХ  
ОТВЕРСТИЙ В ЛОПАТКАХ ГТД** 196

Морозов В.В., Мухаметов Г. С.

*ФГУП «НПЦ газотурбостроения «Салют», Москва, Россия*

**ПЕРСПЕКТИВЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ЗАГОТОВОК ДИСКОВ ГТД  
С ПРИМЕНЕНИЕМ ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ РАСКАТКИ  
НА МОДЕРНИЗИРОВАННОМ СТАНЕ АЛРД-800** 198

Морозов С.В., Бурлаков И.А.

*ФГУП «НПЦ газотурбостроения «Салют», Москва, Россия*

**ЧИСЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ НАПРЯЖЕННО-  
ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ И ОЦЕНКА ВЫНОСЛИВОСТИ  
СТАБИЛИЗАТОРОВ ВОЛНОВЫХ ПРОЦЕССОВ (СВП)** 199

Москвитин Г.В., Балашова А.В.

*Институт машиноведения им. А.А.Благоднарова РАН, Москва, Россия*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПАРАМЕТРОВ УСТАЛОСТНОЙ ЖИВУЧЕСТИ  
НИЗКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ** 202

Г.В. Москвитин, С.Г. Лебединский, М.С. Пугачёв

*Институт машиноведения им. А.А.Благоднарова РАН, Москва, Россия*

**НАУКОЕМКИЕ ТЕХНОЛОГИИ НАНЕСЕНИЯ УПРОЧНЯЮЩИХ  
ПОКРЫТИЙ** 205

Г.В. Москвитин, Е.М. Биргер, А.Н. Поляков

*Институт машиноведения им. А.А. Благоднарова РАН, Москва, Россия,*

*Фирма «Нанотехнологии», Москва, Россия*

**ЭХО-ИМПУЛЬСНАЯ ДИАГНОСТИКА СТРУКТУРНОГО  
СОСТОЯНИЯ КОМПРЕССОРНЫХ ЛОПАТОК** 208

Е.А. Мотова, Н.Е. Никитина, Ю.П.Тарасенко

*Институт проблем машиностроения РАН, Нижний Новгород, Россия*

**УЛЬТРАЗВУКОВАЯ ОБРАБОТКА КАК ПЕРСПЕКТИВНЫЙ МЕТОД** 211

<b>ПОЛУЧЕНИЯ НАНОСТРУКТУРНЫХ МАТЕРИАЛОВ С ПОВЫШЕННЫМ КОМПЛЕКСОМ МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ</b> А.А. Назаров, А.А. Самигуллина, Р.Р. Мулюков, В.Н. Даниленко, А.А. Мухаметгалина, Р.Ф. Зарипов, Ю.В. Царенко, В.В. Рубаник <i>Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия;</i> <i>Башкирский государственный университет, Уфа, Россия</i> <i>Уфимский государственный авиационный технический университет, Уфа, Россия</i> <i>Институт технической акустики НАН Беларуси, Витебск, Беларусь</i>	
<b>ТВЕРДЫЕ СМАЗОЧНЫЕ МАТЕРИАЛЫ (ОБЗОР)</b> О.Г. Новоженова <i>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	214
<b>МОДЕЛИ ТРАНСВЕРСАЛЬНО-ИЗОТРОПНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ И ОБРАТНЫЕ ЗАДАЧИ В ТЕХНОЛОГИЯХ ФОРМОВКИ И КЛЕПКИ КРЫЛОВЫХ ПАНЕЛЕЙ</b> А.И. Олейников, Л.Л. Чернышев <i>Центральный аэрогидродинамический институт имени профессора Н.Е. Жуковского, Жуковский, Россия</i>	217
<b>ACTIVE REDUCTION OF WAVINESS THROUGH PROCESSING WITH MODULATED LASER POWER (УМЕНЬШЕНИЕ ВОЛНИСТОСТИ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ С ПОМОЩЬЮ МОДУЛИРОВАННОГО ЛАЗЕРНОГО ИЗЛУЧЕНИЯ)</b> О. Орешкин, M. Küpper, A. Temmler, E. Willenborg, <i>Fraunhofer Institute for Lasertechnology (Фраунгоферовский институт лазерной техники), Aachen, Germany</i> <i>RWTH Aachen University (Рейнско-Вестфальский Технический Университет, Кафедра лазерных технологий), Aachen, Germany</i>	219
<b>ИННОВАЦИИ В МЕТОДОЛОГИИ ОБЕСПЕЧЕНИЯ ПРИЕМЛЕМЫХ РИСКОВ ПРИ СОЗДАНИИ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ</b> А.Н. Панов <i>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	222
<b>МОДЕЛИРОВАНИЕ ОТКЛИКА НЕСУЩЕЙ СИСТЕМЫ МНОГОКООРДИНАТНОЙ МАШИНЫ С ЧПУ НА СТУПЕНЧАТОЕ СИЛОВОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ</b> О.В. Пась, Н.А. Серков <i>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия</i>	225
<b>ДЕФОРМАЦИОННАЯ СПОСОБНОСТЬ МАРТЕНСИТА ЦЕМЕНТОВАННОГО СЛОЯ</b> С.А. Пахомова, А.А. Зябрев <i>Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана, Россия</i>	228
<b>УСТАЛОСТНАЯ ПРОЧНОСТЬ ГИБРИДНЫХ ПОДШИПНИКОВ</b> К.К. Пилла, Т.А. Хибник, Е.П. Жильников <i>Самарский государственный аэрокосмический университет (Национальный исследовательский университет), Самара, Россия;</i> <i>ОАО «Завод Авиационных подшипников», Самара, Россия</i>	231

- ЭФФЕКТ БЕЗЫЗНОСНОСТИ: НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ  
ИЗНАШИВАНИЯ МЕДНОГО СПЛАВА** 234  
С.Д.Пичугин  
*Российский государственный университет нефти и газа им. И. М.Губкина,  
Москва, Россия*
- УСТРАНЕНИЕ НЕГЕРМЕТИЧНОСТИ ХРОМОВОГО ПОКРЫТИЯ  
ДЕТАЛЕЙ ГИДРАВЛИЧЕСКИХ И ВОЗДУШНЫХ СИСТЕМ** 236  
В.В. Плешаков  
*Московский государственный университет приборостроения и  
информатики, Москва, Россия*
- ОСОБЕННОСТИ ИЗМЕНЕНИЙ МЕХАНИЧЕСКИХ И ФИЗИКО-  
ХИМИЧЕСКИХ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ СТАЛИ  
12X18H10T ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ ПОТОКОВ ГАЗОВОЙ И  
МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ПЛАЗМЫ** 238  
В.В.Плихунов, К.В.Григорович, Л.М.Петров, С.Б.Иванчук, А.М.Арсенкин,  
Г.С.Спрыгин, Д.М.Дормидонтов  
*ОАО «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия  
Институт металлургии и материаловедения им. А.А.Байкова РАН, Москва,  
Россия*
- ФОРМИРОВАНИЕ МОДИФИЦИРОВАННЫХ ПОВЕРХНОСТНЫХ  
СЛОЁВ НА СТАЛЯХ ПРИ ИОННО-ВАКУУМНОЙ ХИМИКО-  
ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКЕ** 243  
В.В.Плихунов, К.В.Григорович, Л.М.Петров, С.Б.Иванчук, А.М.Арсенкин,  
Г.С.Спрыгин, В.Д.Семенов  
*ОАО «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия  
Институт металлургии и материаловедения им. А.А.Байкова РАН, Москва,  
Россия*
- ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ ПОВЕРХНОСТНОЙ  
ВАКУУМНОЙ ИОННО-ПЛАЗМЕННОЙ ОБРАБОТКИ –  
ЭФФЕКТИВНЫЙ СПОСОБ ПОВЫШЕНИЯ РАБОТОСПОСОБНОСТИ  
ИЗДЕЛИЙ АВИАЦИОННОЙ ТЕХНИКИ** 250  
В. В. Плихунов, Л. М. Петров, С. Б. Иванчук  
*ОАО «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия*
- КОНТРОЛЬ ШУМОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ  
МАШИН ПРИ МОДЕРНИЗАЦИИ ПРОИЗВОДСТВА** 254  
О.Н. Поболь, Г.И. Фирсов  
*Московский государственный университет технологии и управления им.  
К.Г.Разумовского, Москва, Россия  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ ФУЛЛЕРЕНОВ НА КИНЕТИКУ  
ОТВЕРЖДЕНИЯ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ  
ПКМ** 256  
Я.М. Портнова, В.В. Мазур, П.П. Чегодаев, А.В. Родионов, А.М. Думанский  
*ОАО «ОНИИП «Технология», Обнинск, Россия  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*
- МЕТОД МИНИМИЗАЦИИ КОЛИЧЕСТВА ИСПЫТАНИЙ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ПРОВОДНИКОВ ПРИ ВОЗДЕЙСТВИИ** 259

- ИМПУЛЬСНЫХ ТОКОВ НА ОСНОВЕ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕОРИИ ЭРГОДИЧЕСКИХ СЛУЧАЙНЫХ ПРОЦЕССОВ**  
Е.А.Правоторова, О.Б.Скворцов  
*Институт машиноведения им. А. А. Благодрава РАН, Москва, Россия*  
*ООО «Диамех 2000» , Москва, Россия*
- РАЗРАБОТКА ТЕОРЕТИЧЕСКИХ ОСНОВ ФОРМИРОВАНИЯ АДГЕЗИОННОГО ПОДСЛОЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ НАНОПОКРЫТИЙ** 262  
Пронин В.В., Ананко А.М.  
*Ростовский государственный университет путей сообщения, Ростов-на-Дону, Россия*
- ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА И ОБЛАСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ АНТИФРИКЦИОННЫХ САМОСМАЗЫВАЮЩИХСЯ ОРГАНОВОЛОКНИТОВ** 264  
В.Н. Пучков, Ю.Н.Дроздов, А.Г. Пономаренко  
*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*  
*НИИ Физической и Органической Химии Южного Федерального Университета, Ростов-на-Дону, Россия*
- РОЛЬ НЕМОНОТОННОСТИ ПРИ ИНТЕНСИВНОЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ В ФОРМИРОВАНИИ УЛЬТРАМЕЛКОЗЕРНИСТОЙ СТРУКТУРЫ В МЕТАЛЛАХ И СПЛАВАХ** 267  
Г.И. Рааб, Утяшев Ф.З., Р.Ю. Сухоруков  
*Уфимский государственной авиационный технический университет, Уфа, Россия*  
*Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия*  
*Институт машиноведения им А.А. Благодрава РАН, Москва, Россия*
- МЕТОДЫ АНАЛИЗА НЕОДНОРОДНЫХ ПОЛЕЙ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ** 269  
И.А.Разумовский  
*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*
- УСЛОВИЯ ПРИМЕНЕНИЯ СПЛАВОВ С ЭПФ В ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКИХ СОЕДИНЕНИЯХ** 272  
А.Н. Романов, У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова  
*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*
- ТЕХНОЛОГИИ ДИСПЕРСНОГО УПРОЧНЕНИЯ ПЛАЗМЕННЫХ КЕРАМИЧЕСКИХ, МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ И МИКРОКОМПОЗИТОВ** 274  
Н.А. Руденская, М.В. Руденская  
*Технопарк БНТУ «Политехник», Минск, Беларусь*  
*Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, Санкт-Петербург, Россия*
- МИКРОСТРУКТУРНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ТОНКИХ ОБРАЗЦОВ НЕРЖАВЕЮЩЕЙ СТАЛИ ПОСЛЕ ЭЛЕКТРО-ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ РАСТЯЖЕНИЕМ ПРИ ОДНОВРЕМЕННОМ ДЕЙСТВИИ СВЧ-ИЗЛУЧЕНИЕМ** 277  
В.С. Савенко, О.А. Троицкий  
*Мозырский государственный педагогический университет им.*

*И.П.Шамякина, Мозырь, Беларусь  
Институт машиноведения им. А. А. Благонравова РАН, Россия*

**ЭЛЕКТРОПЛАСТИЧЕСКОЕ КОМПАКТИРОВАНИЕ ДИСПЕРСНЫХ  
ПРОВОДЯЩИХ МАТЕРИАЛОВ ДЛЯ РЕЦИКЛИНГА ОТХОДОВ  
ВЫСОКОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ, ПРЕЖДЕ ВСЕГО ТИТАНОВЫХ,  
ПОЛУЧЕНИЯ ЗАГОТОВОК, ПОЛУФАБРИКАТОВ, МАТЕРИАЛОВ И  
ИЗДЕЛИЙ С НОВЫМ УРОВНЕМ СВОЙСТВ** 280

*С.Д.Самуйлов, О.А.Троицкий  
Физико-технический институт им. А.Ф. Иоффе РАН, Санкт-Петербург,  
Россия  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия*

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ВОЗМОЖНОСТЕЙ  
ГОРИЗОНТАЛЬНО-РАСТОЧНОГО СТАНКА МОДЕЛИ ИС2А636Ф4** 283

*А.В. Сахаров  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*

**АКУСТИЧЕСКИЕ, МЕХАНИЧЕСКИЕ И СТРУКТУРНЫЕ СВОЙСТВА  
ВЫСОКОЭНТРОПИЙНОГО СПЛАВА** 285

**Al<sub>0.5</sub>CoCuCrNiFe**  
*Ю.А. Семеренко, Е.Д. Табачникова, Г.А. Салищев, М.А. Тихоновский,  
М.А.Лактионова, Т.М. Тихоновская, И.В. Колодий, А.С. Тортика,  
Н.Д.Степанов, Д.Г. Шайсултанов, С.Э. Шумилин  
Физико-технический институт низких температур им. Б.И. Веркина НАНУ,  
Харьков, Украина  
ННЦ Харьковский физико-технический институт НАНУ, Харьков, Украина  
НИУ Белгородский государственный университет, Белгород, Россия*

**О СОБСТВЕННЫХ КРУТИЛЬНЫХ КОЛЕБАНИЯХ  
ТОНКОСТЕННОГО СТЕРЖНЯ, КАК СИСТЕМЫ СВЯЗАННЫХ  
ПЛАСТИН** 288

*С.В. Серегин  
Комсомольский-на-Амуре государственный технический университет,  
Комсомольск-на-Амуре, Россия*

**МОДИФИЦИРОВАННЫЙ СПОСОБ КОРРЕКЦИИ ПЕРВИЧНЫХ  
ОТКЛОНЕНИЙ МНОГОКООРДИНАТНОЙ МАШИНЫ С ЧПУ** 290

*Н.А. Серков, И.С. Шлесберг, А.А. Мерзляков, И.В. Никуличев  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия  
ОАО «Национальный институт авиационных технологий», Москва, Россия*

**НОРМИРОВАНИЕ ВИБРАЦИИ В УСЛОВИЯХ ПЕРЕХОДА К  
ДИАГНОСТИКЕ И ПРОГНОЗИРОВАНИЮ ДЛЯ ОБЕСПЕЧЕНИЯ  
НАДЕЖНОСТИ МАШИН** 293

*О.Б.Скворцов  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия  
ООО «Диамех 2000», Москва, Россия*

**МАСШТАБНЫЕ УРОВНИ МЕХАНИЗМОВ ТРЕНИЯ: ОТ СПЛОШНОЙ  
МАКРОСРЕДЫ К ДИСКРЕТНОМУ НАНОКОНТАКТУ** 296

*Л.А. Сосновский, С.С. Щербаков, В.В. Комиссаров  
ООО «НПО ТРИБОФАТИКА», Беларусь  
Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь*

*Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь*

**ЗАКОН (ВНЕШНЕГО) ТРЕНИЯ И ЕГО ОБОБЩЕНИЕ:  
ТЕОРИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТ** 300

Л.А. Сосновский, С.С. Щербаков, В.В. Комиссаров

*ООО «НПО ТРИБОФАТИКА»*

*Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь*

*Белорусский государственный университет транспорта, Гомель, Беларусь*

**МЕТОДОЛОГИЧЕСКИЕ ПРИНЦИПЫ РАЗРАБОТКИ  
ЭНЦИКЛОПЕДИЧЕСКОГО ИЗДАНИЯ ПО ТРИБОФАТИКЕ** 309

Л.А. Сосновский, Ge Shirong, Gao Wanzhen, М.А. Журавков, С.С. Щербаков

*ООО «НПО ТРИБОФАТИКА», Беларусь*

*China University of Mining and Technology, Xuzhou, China*

*Wuhan Research Institute of Materials, Wuhan, China*

*Белорусский государственный университет, Минск, Беларусь*

**ТЕХНОЛОГИЯ ИНТЕЛЛЕКТУАЛИЗАЦИИ В ИССЛЕДОВАНИИ  
МНОГОМЕРНЫХ И МНОГОКРИТЕРИАЛЬНЫХ ЗАДАЧ  
ПРОЕКТИРОВАНИЯ МАШИН И МЕХАНИЗМОВ** 325

И.Н. Статников, Г.И. Фирсов

*Институт машиноведения им. А.А.Благодирова РАН, Москва, Россия*

**ДЕФОРМАЦИОННЫЕ МЕТОДЫ НАНОСТРУКТУРИРОВАНИЯ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ СПЛАВОВ** 328

В.В. Столяров

*Институт машиноведения им. А.А.Благодирова РАН, Москва, Россия*

**ТРИБОЛОГИЧЕСКИЕ И МИКРОСКОПИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ  
НОВЫХ ПОДШИПНИКОВЫХ СПЛАВОВ** 329

О.О. Столярова, Т.И. Муравьева, Б.Я. Сачек, А.М. Мезрин, Д.Л. Загорский

*Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН, Москва, Россия*

*Институт кристаллографии имени А.В. Шубникова РАН, Москва, Россия*

*Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,  
Москва, Россия*

**СТРУКТУРНО-ФАЗОВЫЕ ПРЕВРАЩЕНИЯ В СПЛАВАХ НА ОСНОВЕ  
НИКЕЛИДА ТИТАНА, ЖЕЛЕЗА И ЦИРКОНИЯ В ПРОЦЕССЕ  
ДЕФОРМАЦИИ КРУЧЕНИЕМ ПОД ВЫСОКИМ  
КВАЗИГИДРОСТАТИЧЕСКОМ ДАВЛЕНИЕМ** 332

Р.В. Сундеев, А.М. Глезер, А.В. Шалимова

*Московский государственный университет приборостроения и  
информатики, Москва, Россия*

*Центральный научно-исследовательский институт черной металлургии им.  
И.П. Бардина, Москва, Россия*

**ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ  
ОБРАБОТКИ РАБОЧИХ ПОВЕРХНОСТЕЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ  
РЕЛЬСОВ И КОЛЕС** 334

А.Г. Суслов

*Московский государственный индустриальный университет, Москва, Россия*

**ОПТИМИЗИРОВАННЫЕ ТЕПЛОЗАЩИТНЫЕ ПОКРЫТИЯ  
ДИОКСИДА ЦИРКОНИЯ, ПОЛУЧЕННЫЕ МЕТОДОМ** 337

**ВЫСОКОЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПЛАЗМЕННОГО НАПЫЛЕНИЯ, ДЛЯ  
ЛОПАТОК ГАЗОТУРБИННЫХ ДВИГАТЕЛЕЙ**

Ю.П.Тарасенко, О.Б.Бердник, И.Н.Царева, Я.А.Фель

*Институт проблем машиностроения РАН, Нижний Новгород, Россия*

**НОРМИРОВАНИЕ ЧИСТОТЫ СОЖ НА ОПЕРАЦИЯХ  
ШЛИФОВАНИЯ** 340

Е.П. Терешенок, Е.М. Булыжев

*ЗАО «Системы водоочистки», Ульяновск, Россия*

*Ульяновский государственный технический университет, Ульяновск, Россия*

**ФИЗИЧЕСКИЕ МЕХАНИЗМЫ ДЕЙСТВИЯ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА,  
СОБСТВЕННОГО МАГНИТНОГО ПОЛЯ ТОКА И СВЧ-ИЗЛУЧЕНИЯ  
НА ПЛАСТИЧЕСКУЮ ДЕФОРМАЦИЮ МЕТАЛЛА** 342

О.А.Троицкий

*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПИНЧ-ЭФФЕКТА ДЕЙСТВИЯ ИМПУЛЬСНОГО  
ТОКА ПО УСКОРЕНИЮ ПОВЕРХНОСТНЫХ СЛОЕВ МЕТАЛЛА С  
ПОМОЩЬЮ ПЬЕЗОЭЛЕКТРИЧЕСКИХ АКСЕЛЕРОМЕТРОВ НА  
СПЛОШНЫХ И ТРУБЧАТЫХ ОБРАЗЦАХ РАЗЛИЧНЫХ МЕТАЛЛОВ  
И СПЛАВОВ ПРИ ЖЕСТКОМ ЗАКРЕПЛЕНИИ КОНЦОВ** 346

О.А.Троицкий, В.И.Сташенко, Е.А.Правоторова, О.Б.Скворцов

*Институт машиноведения им. А. А. Благодрава РАН, Москва, Россия*

**ДЕФОРМАЦИОННОЕ НАНОСТРУКТУРИРОВАНИЕ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ МАТЕРИАЛОВ КАК РЕЗУЛЬТАТ  
СТРУКТУРНОГО ОБЕСПЕЧЕНИЯ УСЛОВИЯ СОВМЕСТИМОСТИ  
ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ** 349

Ф.З. Утяшев, Р.Ю. Сухоруков

*Институт проблем сверхпластичности металлов РАН, Уфа, Россия,*

*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*

**ЭНЕРГЕТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ КОЭФФИЦИЕНТА ТРЕНИЯ  
СКОЛЬЖЕНИЯ** 351

Федоров С.В.

*Калининградский государственный технический университет, Калининград,*

*Россия*

**ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ МЕТОДОВ ИЗГОТОВЛЕНИЯ  
МУФТ ТМС** 357

У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова

*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*

**ОСОБЕННОСТИ ТЕХНИКИ БЕЗОПАСНОСТИ ПРИ РАБОТЕ СО  
СПЛАВАМИ С ЭПФ, В ТОМ ЧИСЛЕ И ПРИ КРИОГЕННЫХ  
ТЕМПЕРАТУРАХ** 361

У. Хасьянов, Д.У. Хасьянова

*Институт машиноведения им. А.А.Благодрава РАН, Москва, Россия*

**ВАКУУМНЫЕ ИОННО-ПЛАЗМЕННЫЕ АЛМАЗОПОДОБНЫЕ  
ПОКРЫТИЯ-НАНОКОМПОЗИТЫ – СИНТЕЗ, СТРУКТУРА И  
ТРИБОЛОГИЧЕСКОЕ ПОВЕДЕНИЕ** 364

М.М. Хрущов, Е.А. Марченко, М.В.Атаманов, А.А. Дубравина, И.С. Левин,

Ю.А. Тарелкин

*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*

*ЗАО «ИНАКОТЕК», Москва, Россия*

*Физический факультет МГУ имени М.В. Ломоносова*

**КОМПЕНСАЦИЯ СТАТИЧЕСКОЙ ОШИБКИ ПОЛОЖЕНИЯ  
КОНЕЧНОЙ ТОЧКИ МАНИПУЛЯТОРА УПРАВЛЯЕМЫМИ  
УПРУГИМИ КИНЕМАТИЧЕСКИМИ СОЕДИНЕНИЯМИ** 371

В. И Чижиков

*Московский государственный университет приборостроения и  
информатики, Москва, Россия*

**ИННОВАЦИОННЫЕ ТЕХНОЛОГИИ РЕШЕНИЯ ЭКОЛОГИЧЕСКИХ  
И ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПРОБЛЕМ НА АВТОМОБИЛЬНОМ  
ТРАНСПОРТЕ** 375

А.В. Шабанов, И.Г. Гетия, Е.А. Ерорушкин, В.В. Плешаков

*НИЦИАМТ «НАМИ», Москва, Россия*

*Московский государственный приборостроительный университет, Москва,  
Россия*

**МЕТОДЫ РАСЧЕТА ТЕПЛОВЫДЕЛЯЮЩИХ ЭЛЕМЕНТОВ НА  
ОСНОВЕ УГЛЕРОДНЫХ (ГРАФИТОВЫХ) НИТЕЙ** 377

А.А.Шульженко, М.Б.Модестов

*Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия*

**СПОСОБ ОБРАЗОВАНИЯ И СИНТЕЗ ДВУХ ПОДВИЖНЫХ  
5R-МЕХАНИЗМОВ** 380

М.Г.Яруллин, М.Р. Мингазов

*Казанский национальный исследовательский технический университет им.*

*А.Н. Туполева –КАИ, Казань, Россия*

*Казанский государственный архитектурно-строительный университет,  
Казань, Россия*

**СОДЕРЖАНИЕ** 383