

Российская Академия наук  
Федеральное агентство научных организаций  
РФФИ

*Отделение энергетики, машиностроения, механики и процессов управления*  
*Федеральное государственное бюджетное учреждение науки*  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова  
Российской академии наук



**Международная конференция**

**ЖИВУЧЕСТЬ  
И  
КОНСТРУКЦИОННОЕ  
МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ**

**ЖивКом-2016 (26-28 октября 2016 г.)**

**Survivability and Structural Material Science**

**Труды  
конференции**

Москва 2016

**Международная конференция «Живучесть и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ - 2016): Труды конференции (Москва, 26-28 октября 2016 года) / М: Изд-во ИМАШ РАН. 2016. 277 с.**

В сборнике представлены статьи участников Международной конференция «Живучесть и конструкционное материаловедение» (ЖивКоМ - 2016), содержание которых соответствует следующим научным направлениям:

- 1. Модели и критерии разрушения материалов и живучести конструкций на различных масштабных уровнях.*
- 2. Вычислительная механика разрушения в проблемах живучести и конструкционного материаловедения.*
- 3. Риск-анализ в системе критериев живучести и безопасности.*
- 4. Динамические процессы разрушения. Диагностика и мониторинг поврежденных машин и конструкций.*
- 5. Влияние структурного состояния на деформационные и прочностные характеристики конструкционных материалов.*
- 6. Структура, прочностные и технологические свойства материалов со специфическими свойствами*
- 7. Сопротивление длительному статическому и циклическому деформированию и разрушению конструкционных материалов, работающих в экстремальных условиях.*

**СЕКЦИЯ 1.**  
**Модели и критерии разрушения**  
**материалов и живучести**  
**конструкций на различных**  
**масштабно-структурных уровнях**

# ЛАБОРАТОРНЫЙ И ЧИСЛЕННЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ ПРИ СЛУЧАЙНОМ НАГРУЖЕНИИ КАК АЛЬТЕРНАТИВА ИСПЫТАНИЯМ ПРИ РЕГУЛЯРНОМ НАГРУЖЕНИИ

## LABORATORY AND SIMULATION EXPERIMENT UNDER RANDOM LOADING AS THE ALTERNATIVE TO TESTING UNDER REGULAR LOADING

И.В.Гадолина<sup>1</sup>, к.т.н, с.н.с, А.А.Монахова<sup>2</sup>, инж, И.М.Петрова<sup>1</sup>, к.т.н, гл.н.с,

И.Л.Серебрякова<sup>2</sup>, к.т.н., доцент

<sup>1</sup>ИМАШ РАН, Россия, Москва

<sup>2</sup>МГТУ им.Баумана, Россия, Москва

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

**Abstract.** The testing methods (as in laboratory, as during simulation) under varied loading modes are described. The simulation method using transition matrixes is considered. The simulation experiment results, allowing estimation of necessary and sufficient realization length estimation, are presented.

**Key words:** fatigue testing, random process, transition matrix.

**Аннотация.** Описаны подходы к испытаниям (как лабораторным, так и численным) при разных типах нагружения. Рассмотрен метод моделирования случайных процессов по матрице частотей. Представлены результаты численного моделирования, позволяющие проанализировать необходимую и достаточную длину процесса для оценки ресурса.

**Ключевые слова:** испытания на усталость, случайный процесс, матрица переходов.

Существующие расчетные методы оценки ресурса основаны, как правило, на 1) гипотезах накопления повреждений; 2) информации о сопротивлении усталости при регулярном нагружении; 3) методах схематизации случайных процессов. Для расчетной или экспериментальной оценки ресурса случайные процессы нагружения необходимо заменить схематизированными процессами, по повреждающему воздействию аналогичным случайному. Оценке ресурса и построению функции распределения ресурса посвящено огромное количество работ, отражающих специфику различных отраслей машиностроения, например [1,2]. При этом подходе используются испытания по построению кривой усталости при постоянных амплитудах нагружения при регулярном нагружении близком к синусоиде.

Следует отметить, однако, что гипотезы не надежны, поэтому в практику испытаний все больше включаются испытания при случайных и нерегулярных процессах нагружения [3, 4]. Также испытания при нерегулярных процессах нагружения могут быть использованы для построения модифицированной кривой усталости [5].

Существует много подходов к решению задачи оценки ресурса. Развитие испытательного оборудования позволяет проводить испытания конструкций при различных видах нерегулярного нагружения. Наиболее очевидный – это воспроизведение некоторым образом записанного эксплуатационного сигнала в лабораторных условиях на стенде. Очевидно, что этот путь чрезвычайно долог, т.к. время работы – это годы и десятилетия, и даже исключив при испытаниях перерывы в работе, нереально добиться надежных результатов, чтобы сделать обоснованное заключение. Обычно случайные последовательности (MINITWIST, FALSTAF) предполагают форсирование испытаний в той или иной мере. Форсирование может осуществляться как за счет повышения частоты нагружения, так и за счет отбрасывания колебаний с малыми амплитудами, которые, по мнению исследователя, не оказывают влияния на ресурс.

Наиболее перспективным представляется метод фильтрации “racetrack” – метод гоночной полосы [6, 7]. При применении этого метода сохраняется как распределение амплитуд наибольших полных циклов [8] исходного и отфильтрованного процессов, так и последовательность экстремумов, образующих эти наибольшие полные циклы. Последний факт имеет большое значение при испытаниях с контролем роста трещины, так как в этом случае важна последовательность перегрузок [4], так и при проведении испытаний и расчетов в малоцикловой области, где последовательность тоже имеет значение.

Весьма перспективный, хотя и незаслуженно забытый метод испытаний при случайном нагружении был разработан Р.Фишером еще в 1985 году (в русском статья вышла в переведенном сборнике [9]). Это метод моделирования случайных процессов по марковской матрице переходов. Как в любом марковском процессе, вероятность появления очередного экстремума зависит только от предыдущего, и не зависит от предыстории. Привлекательность метода состоит в том, что исследователь может моделировать случайный процесс по свертке реального процесса, т.е. он не воспроизводится один к одному, а имеет статистически значимые отличия. Второй положительный момент, это то, что на основе огромного статистического материала были созданы стандартные матрицы [32x32], позволяющие моделировать случайные процессы с коэффициентом нерегулярности  $I=0,3$  (широкополосный);  $I=0,7$  (промежуточный) и  $I=0,99$  (регулярный – узкополосный) [9]. Коэффициент нерегулярности определяется по формуле [8]:  $I=N_0/N_э$ , где  $N_0$  – число пересечений процессом среднего уровня и  $N_э$  – число экстремумов. Метод моделирования процессов по матрицам переходов был разработан для проведения фундаментальных исследований свойств материалов при случайном нагружении как при испытаниях с помощью сервогидравлических машин, так и для проведения численного эксперимента (см. например, [10]).

Рассмотрим анализ и синтез случайных процессов с помощью марковской матрицы переходов. На рис. 1 показан отрезок реализации в преобразованном к последовательности экстремумов виде. На рис. 1б показана марковская матрица частот для данного отрезка реализации. На главной диагонали нули. В треугольник правее главной диагонали заносятся восходящие размахи от минимума к максимуму. В треугольнике левее главной диагонали находятся нисходящие от максимума к минимуму размахи. В клетках с координатами  $i,j$  для реализации, показанной на Рис. 1а показаны числа повторения размахов (частоты) с соответствующими максимумами и минимумами. Таким образом, осуществляется анализ – свертка реализации.

Для моделирования случайного процесса по матрице (синтез) используется, в частности, датчик случайных чисел. Алгоритм моделирования процесса (синтез) схематично показан на рис.2. Он использует заполненные ранее матрицы и датчик случайных чисел. Произвольно задается исходный минимум (находится в классе  $\alpha$ ). Далее моделируется восходящий размах начинающийся от минимума  $\alpha$ . В строке  $\alpha$  содержатся частоты, их сумма равна  $T_\alpha$ . Вычисляется случайная величина  $RAND * T_\alpha$  ( $RAND$  – случайное число,  $RAND=0...1$ ). Когда сумма частот в строчке  $\alpha$  начиная с главной диагонали вправо превзойдет  $RAND * T_\alpha$ , это служит сигналом к тому, что искомый максимум найден и его величина составляет  $\beta$ . Это будет первый восходящий размах:  $\alpha - \beta$ . Следующим этапом следует разыграть следующий за  $\beta$  минимум. Для этого осуществляется переход на главную диагональ и подсчитывается сумма частот в строке  $\beta$  влево от главной диагонали  $T_\beta$ . Вновь разыгрывается случайное число  $RAND$  (оно, конечно, будет другим) и вычисляется  $RAND * T_\beta$ . Аналогично, когда сумма частот в строке  $\beta$  начиная с главной диагонали влево превзойдет  $RAND * T_\beta$ , будет определен следующий минимум и его величина составит  $\gamma$ . Далее процесс моделирования продолжается до требуемой длины реализации  $N$ , выраженной в числе экстремумов.

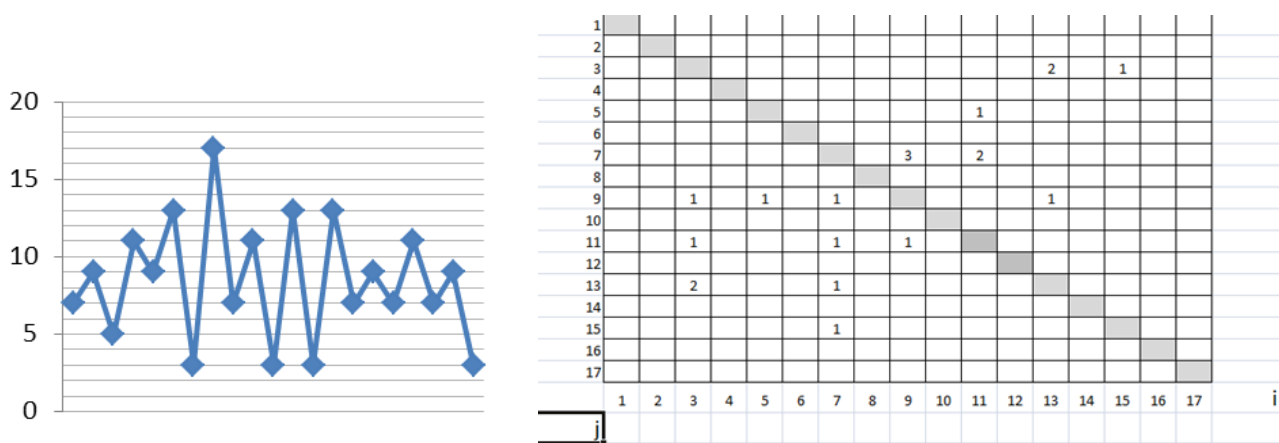


Рис. 1. Анализ процесса с целью заполнения матрицы частотей (пример). а) отрезок реализации; б) матрица частотей

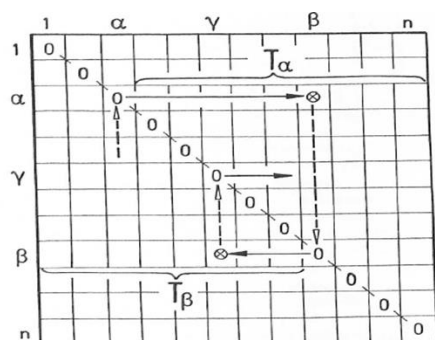


Рис. 2. Алгоритм моделирования последовательности по матрице частотей

Стандартные процессы моделировались по программе, написанной на языке R [11]. Для процессов характерно, что текущее среднее у процесса  $I=0,99$  постоянно, у процесса  $I=0,7$  почти постоянно, чего нельзя сказать о процессе  $I=0,3$ , для которого характерно резкое изменение текущего среднего значения. Для всех процессов была проанализирована стационарность процессов в узком смысле по отношению к вычисленному ресурсу [12]. На Рис.3 для трех процессов показаны зависимости относительного вычисленного ресурса (коэффициент угла наклона кривой усталости при моделировании был принят  $m=7$ ) от длины реализации в циклах. Относительный ресурс определяется как величина равная отношению вычисленного ресурса при малой длине реализации к ресурсу, вычисленному при достаточной длине реализации. В нашем примере это примерно 3500 циклов. Видно, что процессы с увеличением длины реализации стабилизируются при длине реализации, выраженной в циклах (один цикл образован из двух экстремумов)  $N/2=2500$  циклов (хотя процесс  $I=0,3$  гораздо медленнее –  $N/2=3750$  циклов). Эти величины также служат определением необходимой и достаточной длины реализации.

### Выводы

Лабораторный и численный эксперимент при случайном нагружении позволяет лучше понять природу усталости металлов. На основании численного эксперимента были получены результаты, позволяющие оценить необходимую и достаточную для оценки ресурса длину реализации.

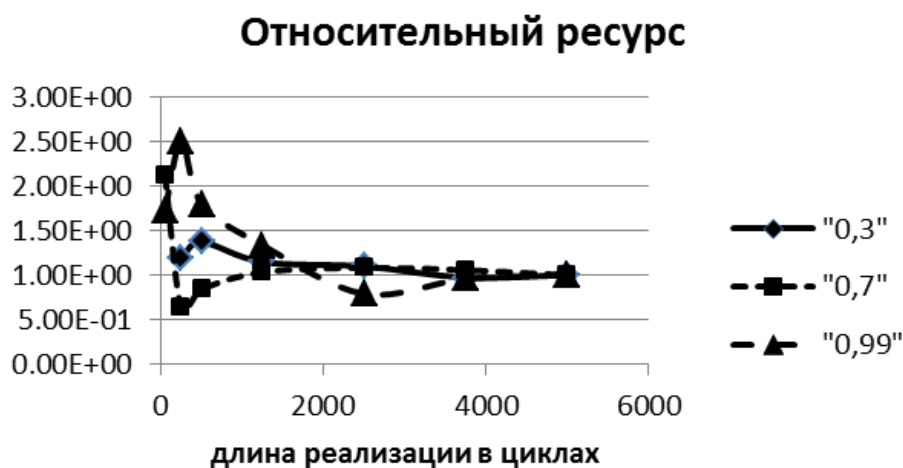


Рис.3 Анализ необходимой и достаточной длины реализации по трем случайным процессам

#### Литература

1. В.П.Когаев. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. 2е издание. М. Машиностроение. 1993. 364 с.
2. H.O.Fuchs. Metal Fatigue in Engineering. Jon Willey&Sons. New York. 1980. 318 p.
3. Savkin A.N. The steel damageability simulation under random loading by the power, energetical and strain fracture criterions/Savkin A.N., Sedov A.A., Andronik A.V.//Periodica Politechnica, Mechanical Engineering. – 2014. Vol. 58, Issue 2. P.119-126.
4. Москвитин Г.В., Лебединский С.Г. Закономерности развития усталостных трещин в стали литых деталей железнодорожных конструкций//Проблемы машиностроения и надежности машин. №5. 2016. С.51-54.
5. Махутов Н.А., Петрова И.М., Гадолина И.В. Использование результатов испытаний при нерегулярном нагружении для определения параметров модифицированной кривой усталости//Заводская лаборатория. №4. 2011. С.46-50.
6. Fuchs H.O. et al. Shortcut in Cumulative Damage Analysis//Fatigue under Complex Loading. SAE. 1977. P.145-156.
7. Гадолина И.В., Зайнетдинов Р.И. Ускорение усталостных испытаний в широком диапазоне чисел циклов нагружения/Живучесть и конструкционное материаловедение. SSMS-2014. Тезисы конференции ИМАШ РАН Москва, Россия 21-23 октября 2014г. С.29.
8. ГОСТ 25.101-83. Расчеты и испытания на прочность. Методы схематизации случайных процессов нагружения элементов машин и конструкций и статистического представления результатов. М. Государственный комитет СССР по стандартам. 25с.
9. Р.Фишер, Э. Хайбах. Моделирование функций нагружения в опытах по оценке материалов. В кн. Поведение стали при циклических нагрузках. Под ред В.Даля. перевод с немецкого. М. Металлургия. 1983. С.368-405.
10. Монахова А.А., Серебрякова И.Л., Гадолина И.В. Влияние метода схематизации на расчетный ресурс в зависимости от угла наклона кривой усталости/ Международные Научные чтения им. чл.-корр. РАН И.А.Одинга «МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА СОВРЕМЕННЫХ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ», Москва 6-7 сентября 2016 г. Сборник материалов. –М. ИМЕТ РАНБ 160 с. ISBN 978-5-4465-1200-3
11. R Core Team (2014). R: A language and environment for statistical computing. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. URL <http://www.R-project.org/>
12. I.V. Gadolina, R.I. Zainetdinov, I.M. Petrova. The criterion for selecting the length of realization to estimate the machines lifetime under service loading/ In-service damage of materials, its diagnostics and prediction. Proc. of the Conference. September 21-24, 2016, Ternopol. 2015. P.145-147.

## О НЕКОТОРЫХ ЭФФЕКТАХ НЕОДНОРОДНОГО УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО НДС

### ABOUT SOME EFFECTS OF THE NONUNIFORM ELASTO-PLASTIC SSS

В.А.Долгоруков, доц.,к.т.н.

Рязанский ин-т (ф) Университета Машиностроения,

[Dolgorukov61@mail.ru](mailto:Dolgorukov61@mail.ru)

**Abstract.** The isotropic medium subject to a prime proportional external power loading is considered. Trajectories representation of loading points near the plastic flow front by two-unit line allowed to describe qualitatively adequately a number of physical effects in structural strength. It is the nonmonotone dependence of the effective plastic strain at fracture on stress triaxiality revealed on the double notched tube (DNT) specimen, a kompaktсии/ dilatancies origin as effect of the second order accompanying a plastic strain. The offered model allows to describe the effects by correction linearly elastic numerical solutions.

**Keywords:** stress triaxiality, damage, fracture in shear.

**Аннотация.** Рассмотрена изотропная среда подверженная простому пропорциональному внешнему силовому нагружению. Двухзвенное представление траекторий нагружения точек вблизи фронта пластического течения позволило качественно адекватно описать ряд физических эффектов в прочности. Это немонотонная зависимость предельной деформации разрушения от степени трёхосности НДС, выявленная на полых цилиндрических надрезанных образцах (DNT), происхождение компаксии/дилатансии как эффекта второго порядка, сопровождающего пластическую деформацию. Предложенная модель позволяет описать эффекты путём коррекции линейно упругих численных решений.

**Ключевые слова:** Трёхосность, неоднородное НДС, повреждение.

Из численных решений выявлено, что при неоднородном напряжённом состоянии

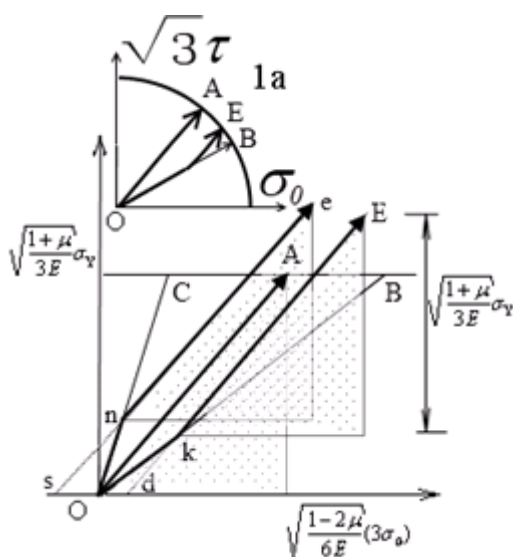


Рис. 1. Схема траекторий нагружения смежных точек

изотропного тела под статической нагрузкой вблизи расширяющегося фронта пластической области материал, ещё оставаясь в линейно-упругом состоянии, нагружается по криволинейной траектории. Это выражается в повороте главных напряжений и/или в изменении соотношения между компонентами главных напряжений. В [1, 2] предложено указанную особенность представлять в координатах, связанных с формулировкой удельной упругой энергии деформации (Рис.1). Луч OA представляет нагружение точки инициации нелинейного этапа деформирования (течения). Тогда траектории нагружения близлежащих, примыкающих точек отклоняются от прямой линии OB или OC (рис. 1 а,б). Криволинейную плавную траекторию нагружения вторичных по кинетике распространения течения точек представим в виде двухзвенных ломаных [1,2]. В зависимости от локального НДС траекторией нагружения может быть как ломаная OkE, так и Ope (рис. 1). Тем самым предложен вариант реализации заключения В.Т.Трощенко

[3]: «Напряжённое состояние структурного компонента зависит, с одной стороны, от напряжённого состояния наиболее нагруженной точки, ..., с другой стороны от изменения напряжений по геометрическим направлениям, преимущественно вдоль поперечного сечения».

Предложенная в [1,2] гипотеза о самоподобности кинетического развития пластического течения в условиях маломасштабной текучести означает следующее.

1. При простом нагружении происходит упрочнение (точка E/e выше т.А).
2. После потери устойчивости, на закритическом этапе деформирования дополнительная упругая энергия ( $|Ok|^2$  или  $|On|^2$ ) способствует охрупчиванию в виде снижения предельной деформации.



3. При повторно статическом нагружении на этапе разгрузки по прямолинейной траектории  $es$  или  $E_d$  возможны остаточные объемные гидростатические напряжения, следовательно, и деформации. Причём в зависимости от локального НДС как растягивающие, так и сжимающие, что может быть связано с эффектами дилатансии/компрессии, петлёй гистерезиса. Так, нагружение по траектории  $Ope$  (положительными напряжениями), приводит при разгрузке (разрушении) к сжимающим напряжениям (компрессии), так как точка  $s$  расположена в отрицательной области гидростатических напряжений. Рассуждения применимы и к нагружению в отрицательной области гидростатических напряжений. (Зеркальная симметрия рис.1.относительно оси ординат). Тогда нагружение сжатием может приводить к остаточным растягивающим напряжениям (деформациям), т.е. дилатансии.

Приведённые предположения не противоречат гипотезе В.В.Новожилова [4] «Как известно, некоторая доля работы, затрачиваемой на пластическую деформацию, не обращается в теплоту, что свидетельствует о накоплении в теле скрытой упругой энергии. Отношение этой доли работы ко всей работе, затрачиваемой на пластическую деформацию, с ростом последней монотонно убывает. Отсюда следует, что роль упругих микронапряжений в эффекте упрочнения постепенно падает...». Таким образом физическая нелинейность на ранних этапах деформирования может быть учтена путём соответствующей корректировки линейно упругих решений.

### Количественные оценки и сопоставления

Оценим величину плотности дополнительной энергии упругой деформации опосредованно путём оценки величины  $|OB|^2/|OA|^2$  или  $|OC|^2/|OA|^2$  (Рис.1)

$$[2]: d(x, y, z) = 1 - \frac{1 + C \cdot \Pi_{tek}^2}{1 + C \cdot \Pi_i^2}, \text{ где } C = \frac{1 - 2\mu}{2(1 + \mu)} - \text{структурно чувствительный параметр [5],}$$

$\Pi = \sigma_0/\sigma_e$  показатели напряженного состояния в точке инициации и в примыкающем элементарном объёме. Тогда в нагруженном теле дополнительная энергия упругой деформации:  $D = \int |d(x, y, z)| dV$ . В ослабленном нетто сечении осесимметричного

образца:  $D = 2\pi \int |d(r)| r dr$  На основе этой модели вычислена МКЭ зависимость параметра  $D$  для цилиндрического образца с двусторонним надрезом (DNT) [6] от соотношения нагрузки растяжения и кручения:  $k = \sigma/(\sigma + \tau)$  (рис.2). Из опубликованных результатов экспериментальных исследований известно, что изменение трёхосности НДС немонотонно влияет на предельную деформацию разрушения. В частности, при статическом растяжении с пропорциональным сдвигом (кручением) DNT образцов [6]. Сопоставление рис.2 и рис.3 позволяет предположить, что параметр  $D$  качественно характеризует меру повреждённости. Отметим, что до значения  $k_{0.7}$  большая часть нетто сечения образца DNT нагружается по траектории  $Ope$  (рис.1) и, наоборот, вблизи чистого растяжения ( $k \rightarrow 1$ ) – по траектории  $OкE$ . При  $k_{0.75}$  материал нетто сечения снаружи нагружается по траектории  $OкE$ , а внутренняя часть – по траектории  $Ope$ . На приведённой в [6] фрактограмме (SEM) читается псевдо слоистость излома, что может

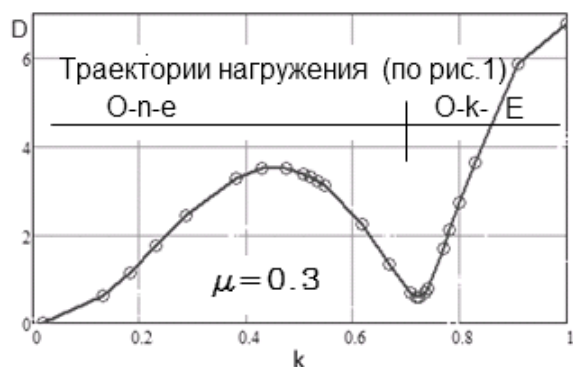


Рис.2 Расчётная зависимость  $D$  в нетто сечении образца DNT

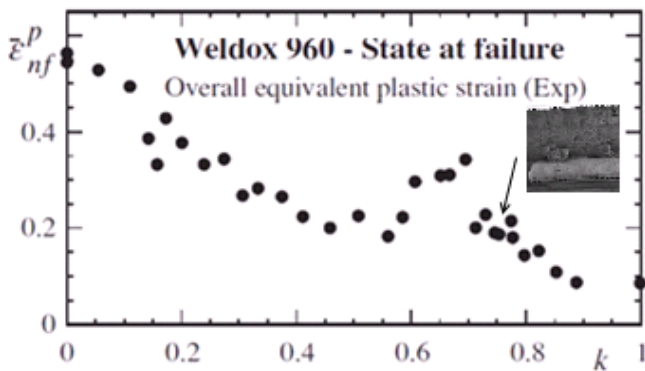


Рис.3 Экспериментальная зависимость предельной деформации разрушения от условий нагружения [6]

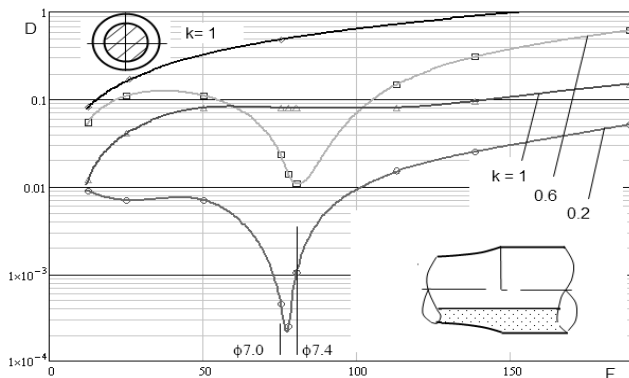


Рис.4 Зависимость параметра D от площади поперечного сечения

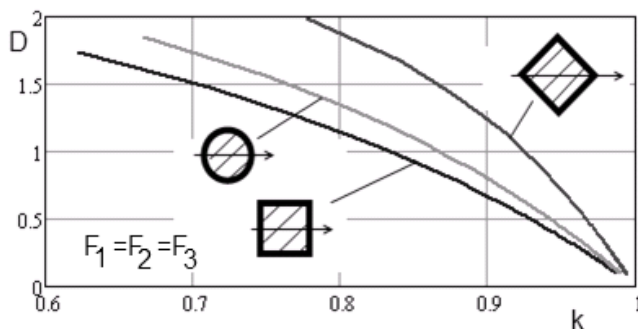


Рис.5 Зависимость параметра D от условий консольного изгиба и формы поперечного сечения балки

одинаковой поперечной площади, но разных сечений. Во всех случаях нагружение микрообъемов реализуется по траектории One. Изменение значений k связывается с изменением длины консоли, т.е. с варьированием изгибающего момента при постоянной поперечной силе. Значение  $k = \sigma_{\max} / (\sigma_{\max} + \tau_{\max})$  рассчитано для напряжений  $\sigma_{\max}, \tau_{\max}$  в разных точках поперечного сечения по формулам сопротивления материалов. Значение  $k=1$  означает квази чистый изгиб. В обзоре [3] приведена ссылка на вывод о том, что «наименьшее значение предела усталости проявляется в сечениях, где большая порция материала

быть связано с тем, что наружная часть подвержена дилатации (т.д на рис.1), а внутренняя – компакция (т.с рис.1). Кривая на рис.2 получена при ожидаемо плохой сходимости по сетке МКЭ, что связано с высокими градиентами напряжений. Поэтому

серия расчётов проведена для трубчатого образца с мягким внешним надрезом (рис.4). Кроме изменения условий нагружения посредством величины k, менялся диаметр расчётной модели при постоянстве толщины стенки ( $t=2\text{мм}$ ). Так

же получена аномалия в зависимости параметра D от трехосности в нетто сечении. Однако аномально минимальные значения D

получены при нагружении квази сдвигом ( $k=0.2$ ) на модели с наружным диаметром 7.2мм. На рис.4 значения D приведены в зависимости от площади поперечного ослабленного выточкой нетто сечения трубчатой модели, поэтому график можно считать иллюстрацией масштабного фактора. Верхняя кривая Рис.4 связана со сплошным цилиндром с мягкой выточкой. Для диаметров расчётной модели менее 7мм нагружение поперечного сечения происходит по траектории OkE, при диаметрах больших 7.4мм - по траектории One. Тогда при снятии нагрузки или разрушении образца траектория разгрузки – e-n-s, т.е. материал из состояния положительных гидростатических напряжений переходит к сжимающим. Отметим, что дисторсия, инструментально измеряемая при сжатии с кручением чугунных трубчатых образцов, выявляется на диаметрах 80мм [7].

На рис.5 приведены значения D для задачи консольного изгиба балок

задачи консольного изгиба балок одинаковой поперечной площади, но разных сечений. Во всех случаях нагружение микрообъемов реализуется по траектории One. Изменение значений k связывается с изменением длины консоли, т.е. с варьированием изгибающего момента при постоянной поперечной силе. Значение  $k = \sigma_{\max} / (\sigma_{\max} + \tau_{\max})$  рассчитано для напряжений  $\sigma_{\max}, \tau_{\max}$  в разных точках поперечного сечения по формулам сопротивления материалов. Значение  $k=1$  означает квази чистый изгиб. В обзоре [3] приведена ссылка на вывод о том, что «наименьшее значение предела усталости проявляется в сечениях, где большая порция материала

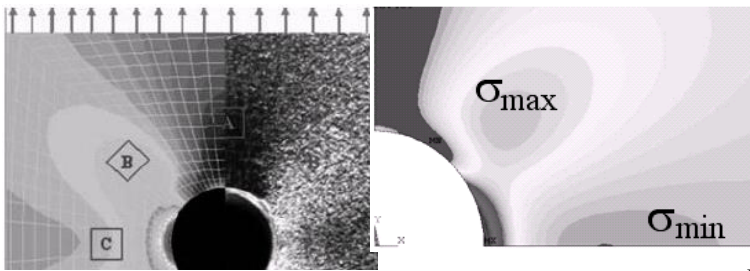


Рис.6 Экспериментальное [8] и расчётное исследование НДС в плите с отверстием по развиваемой модели

расположена в высоконагруженной области». Для приведённых сечений это квадрат нижняя кривая). На рис. 6(слева) риведены изолинии эквивалентных напряжений и поверхностный рельеф литы с отверстием под действием циклической нагрузки [8]. Авторами ставится вопрос: «Почему в первоначально структурно однородном материале трещина возникает в зоне С, а

не в зонах В, где, как показывает эксперимент, интенсивность деформаций достигает максимальных значений?». Справа показан результат расчёта эффективной величины эквивалентных по Мизесу напряжений в соответствии с [2]. Обнаружены локальные экстремумы, не выявляемые обычным расчётом. Здесь величина D имеет обратное распределение: локальному максимуму  $\sigma_{\max}$  соответствует локальный минимум D и наоборот. Сопоставляя Рис. 5 и Рис.6 с учётом приведённых замечаний можно заключить, что скалярная величина D как мера повреждённости должна дополняться траекторией нагружения-разгрузки, т.е. некоторыми векторными характеристиками.

## Литература

1. Долгоруков В.А. Инженерная модель кинетики пластического течения вблизи концентратора напряжений. Сборник материалов Третьей международной конференции «Деформация и разрушение материалов и наноматериалов», Москва, ИМЕТ РАН, 12-15 октября 2009. Под общей редакцией академика О.А.Баннх. — М: Интерконтат Наука, 2009, том 2, 407 с. (в 2-х томах), С. 313-314.
2. Долгоруков В.А. Феноменологическая модель локальной пластичности. Вестник МГСУ, 2012 т.9, 101-108с.
3. Troshchenko V. T. FATIGUE OF METALS UNDER NONUNIFORM STRESSED STATE. PART 1. STRESSED STATE ASSESSMENT METHODS AND RESULTS OF INVESTIGATION. Strength of Materials, Vol. 42, No. 2, 2010 129-143.
4. Микронапряжения в конструкционных материалах/В.В.Новожилов, Ю.И.Кадашевич.- Л.:Машиностроение. Ленингр. отд-ние, 1990.- 223с.
5. Скуднов В.А. ПРОБЛЕМА ОЦЕНОК ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЯ МЕТАЛЛОВ И ИХ ПРИМЕНЕНИЕ В УЧЕБНОМ И НАУЧНОМ ПРОЦЕССАХ (ИНФОРМАЦИОННОГО ВЕКА). Труды Всероссийского совещания заведующих кафедрами материаловедения и технологии конструкционных материалов «Повышение качества обучения студентов по материаловедению и технологии конструкционных материалов»: сборник НГТУ им. Р.Е. Алексеева. - Н.Новгород, 2014. – 205 с. стр.134-149.
6. Faleskog J., Barsoum I. Tension–torsion fracture experiments—Part I: Experiments and a procedure to evaluate the equivalent plastic strain. International Journal of Solids and Structures 50 (2013) 4241– 4257
7. Рычков Б.А., Гончарова И.В. Пластическая деформация и дилатансия серогочугуна Механика деформируемого твёрдого тела. Вестник Нижегородского университета им.Н.И.Лобачевского, 2011.№4 (4), с. 1743-1744
8. Капустин В.И., Гилета В.П., Захарченкор К.В., Попелюх А.И. Исследование закономерностей периодического деформирования металлических материалов. Заводская лаборатория. Диагностика материалов. №12, 2012. Том 78, с.50-55.

**ДИНАМИЧЕСКАЯ НАГРУЖЕННОСТЬ ЭЛЕМЕНТОВ СИЛОВЫХ  
ПРИВОДОВ МАГИСТРАЛЬНЫХ ТЕПЛОВОЗОВ**  
*DYNAMIC LOADING OF ELEMENTS OF THE ACTUATORS LOCOMOTIVES*

**Евдокимов А.П.** – д.т.н., ведущий научный сотрудник  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

**Abstract.** The results of experimental studies of dynamic response of the drive elements locomotives in transient modes of operation. Presents the plots of the obtained results, the dynamic torque on the shafts of the drive mechanisms. It is shown that working process of the power plant and the torsional rigidity of elastic shells, in varying degrees, affect the level of torsional oscillations in transient regimes.

**Key words:** dynamic torque, torsional vibration, rubber-cord casing, hydraulic transmissions, power drive.

**Аннотация.** Приведены результаты экспериментальных исследований динамической нагруженности элементов приводов магистральных тепловозов в переходных режимах работы. Представлены графики полученных результатов динамического крутящего момента на валах механизмов привода. Показано, что рабочий процесс силовой установки и крутильная жёсткость упругих оболочек в различной степени влияют на уровень крутильных колебаний в переходных режимах.

**Ключевые слова:** динамический крутящий момент, крутильные колебания, резинокордная оболочка, гидродинамическая передача, силовой привод.

Современный подвижной состав железнодорожного транспорта оснащается мощным и совершенным оборудованием, отличается высокой скоростью движения и значительными динамическими нагрузками [1]. Безотказная работа таких изделий в значительной степени определяется показателями надёжности силовых приводов. Элементы таких приводов подвержены действию значительных динамических нагрузок, обусловленных рабочими процессами механизмов [2, 3, 4].

Экспериментальные исследования динамической нагруженности силовых приводов проводились на магистральном тепловозе ТГ21, схема которого представлена на рис.1, методом тензометрии.

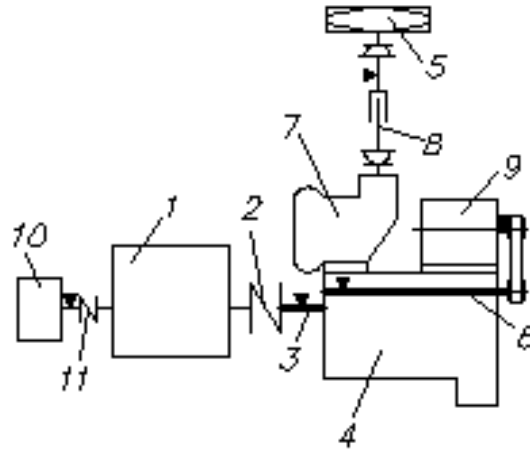


Рис. 1. Силовой привод тепловоза ТГ21(22): 1-дизель 6ЧН21/22; 2, 11-упругая муфта; 3-входной вал гидропередачи; 4-гидропередача ГП1050/211; 5-гидропривод вентилятора; 6-вал отбора мощности; 7-гидродинамический редуктор; 8-карданный вал; 9-вспомогательный генератор ГП406-УХЛ2; 10-компрессор ВУ3,5/9-1450. ▼ – места установки тензодатчиков

Условные обозначения на графиках:  $n_d$  – частота вращения дизеля; динамические крутящие моменты на валах:  $F_{вх.в.ГП}$  – гидропередачи;  $F_{в.от}$  – отбора мощности;  $F_{ген}$  – вспомогательного генератора.

Экспериментальные исследования предусматривали следующие этапы.

Этап 1. При переключении контроллера частота вращения коленчатого вала резко снижалась (рис. 2) и через 2сек. наблюдалось минимальное её значение. Затем происходило небольшое увеличение и стабилизация частоты вращения вала. Этому значению времени соответствовало максимальное значение динамического крутящего момента на валах механизмов привода. Наибольшее значение нагрузки происходило на входном валу гидродинамической передачи.

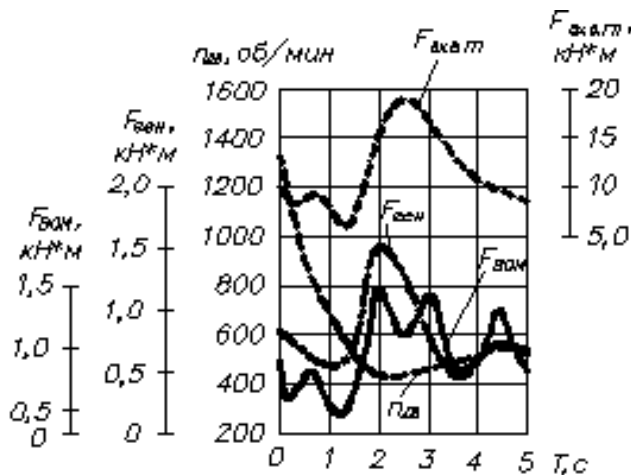


Рис. 2. Дизель работает под нагрузкой (I ГТР),  $C=15400 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

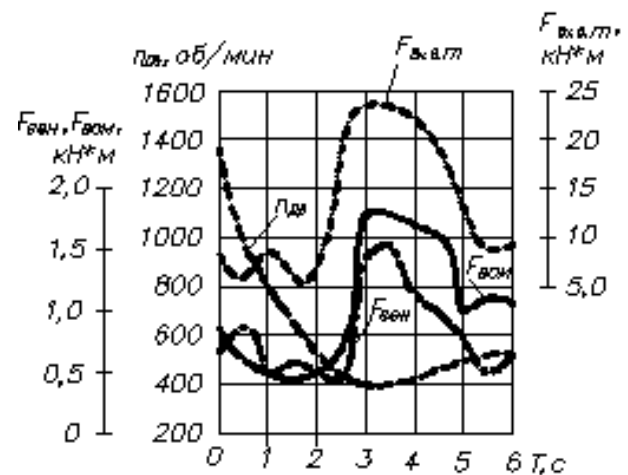


Рис. 3. Дизель работает под нагрузкой (II ГТР),  $C=15400 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

На валу отбора мощности гидропередачи наблюдался неоднократный всплеск нагрузки. Это можно объяснить тем, что вал отбора мощности передаёт вращающие моменты на гидропривод вентилятора, вспомогательный генератор и гидроаппараты. К тому же выходной вал гидропередачи передаёт вращающий момент на колёсные пары при помощи карданного привода.

Этап 2. Минимальная частота вращения коленчатого вала дизеля была зафиксирована через 3,5 сек. после переключения позиции контроллера (рис. 3), что также соответствовало максимальному значению динамической нагрузки на валах механизмов. Изменение максимального значения динамического крутящего момента здесь происходило более плавно. Нагрузки на валу вала отбора мощности гидродинамической передачи оказались выше, чем на валу вспомогательного генератора.

Этап 3. На данном этапе экспериментов получены следующие результаты. Через 8,5 сек. после переключения позиции контроллера происходил резкий всплеск нагрузки (рис. 4). Максимальное значение динамического крутящего момента также наблюдалось на входном валу гидродинамической передачи. На валу вспомогательного генератора нагрузка была немного ниже. Более плавный характер изменения динамического крутящего момента происходило на валу вала отбора мощности гидродинамической передачи.

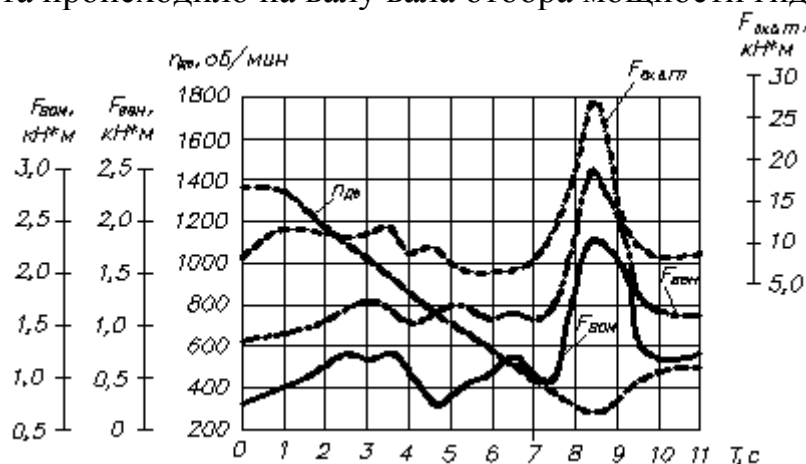


Рис. 4. Дизель работает на холостом ходу,  $C = 15400 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

Этап 4. Здесь наблюдается заметное снижение динамической нагруженности на входном валу гидродинамической передачи (рис. 5). Характер изменения нагрузки был более плавный. Характерной особенностью является тот факт, максимальное значение нагрузки на валах гидродинамической передачи происходило через 3 сек., а на валу вспомогательного генератора – через 4 сек.

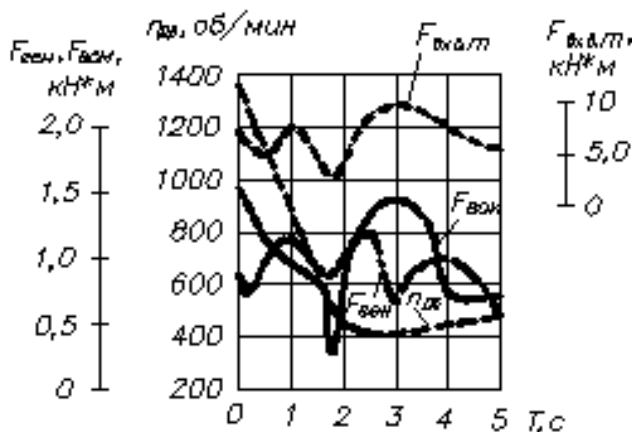


Рис. 5. Дизель работает под нагрузкой (I ГТР),  $C = 5000 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

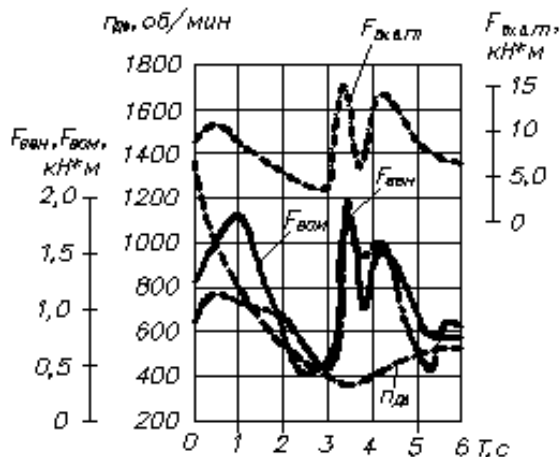


Рис. 6. Дизель работает под нагрузкой (II ГТР),  $C = 5000 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

Этап 5. При работе силового привода на II ГТР происходило резкое изменение значения нагрузок на валах механизмов (рис. 6). Это объясняется большой чувствительностью РКО с низкой крутильной жёсткостью к значительным динамическим нагрузкам в элементах привода силовой установки.

Этап 6. Характер изменения нагрузок происходит аналогично с кривыми графиков этапа 3 (рис. 7). Заметное возрастание динамического крутящего момента так же было зафиксировано на входном валу гидropередачи. Всплеск нагрузки наблюдался на минимальной частоте вращения коленчатого вала дизеля.

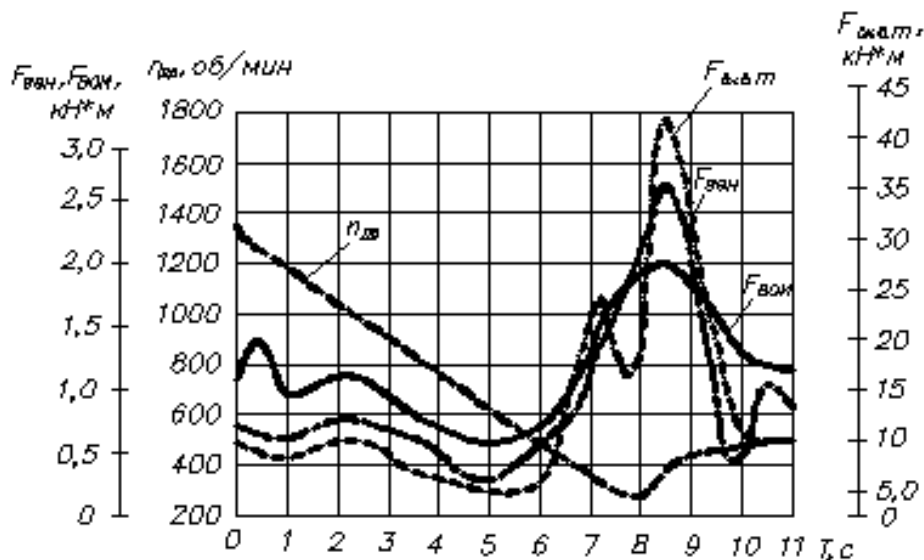


Рис. 7. Дизель работает на холостом ходу,  $C = 5000 \text{ кг}\cdot\text{м}/\text{рад}$

Из анализа графиков следует, что более продолжительный период работы силовой установки сопровождался значительными динамическими нагрузками резинокордной оболочки с меньшей крутильной жёсткостью. В результате происходило снижение деформации кручения валов механизмов и уровня крутильных колебаний с одновременным сокращением срока службы резинокордных оболочек.

#### Литература

1. Вейц В.Л. Динамика машинных агрегатов с двигателями внутреннего сгорания. - Л.: М.: Машиностроение, 1976. - 336 с.
2. Истомин П.А. Крутильные колебания в судовых ДВС. - Л.: Судостроение, 1968. - 300 с.
3. Кожевников С.Н. Динамика машин с упругими звеньями. - Киев: Изд-во АН УССР, 1961. - 160 с.
4. Терских В.П. Крутильные колебания валопровода силовых установок. - Л.: Судостроение, 1971. - 307 с.

# ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ОЦЕНКА ПРОЧНОСТИ ЗЕРНИСТЫХ ПОЛИМЕРНЫХ КОМПОЗИТОВ ПРИ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ<sup>1</sup>

## EXPERIMENTAL EVALUATION OF STRENGTH OF GRAIN-REINFORCED POLYMERIC COMPOSITES UNDER COMPLEX STRESS

Ю.П. Зезин – доктор технических наук, ведущий научный сотрудник

НИИ механики Московского государственного университета имени М.В.Ломоносова

[yuzezin@gmail.com](mailto:yuzezin@gmail.com)

**Abstract.** The results of mechanical tests of grain-reinforced composites on the base of synthetical rubber are presented. These tests were carried out in the plane stress conditions in wide range of the strain rate intensity. It was shown that the ultimate characteristics of materials depend substantially on the strain rate. At fixed value of the strain rate intensity it is possible to use the modified energetic theory of strength to prediction of the failure conditions of materials. Approach of the accumulated damage evaluation can be use at loading with change of the strain rate.

**Key words:** composites, complex stress, strength, criteria.

**Аннотация.** Представлены результаты механических испытаний зернистых полимерных композитов на основе синтетического каучука в условиях плоского напряженного состояния в широком диапазоне интенсивности скоростей деформаций. Показано, что предельные характеристики материалов зависят от скорости деформирования. При фиксированном значении интенсивности скоростей деформаций для прогнозирования условий разрушения пригодна модифицированная энергетическая теория прочности. Подход оценки накопления повреждений в материале может быть использован при нагружениях, сопровождающихся существенным изменением скорости деформации.

**Ключевые слова:** композиты, сложное напряженное состояние, прочность, критерии.

Зернистые полимерные композиты представляют широкий класс конструкционных материалов, основой которых являются различные каучуки и порошкообразные наполнители, придающие композитам необходимый комплекс физико-механических и эксплуатационных характеристик. Подобные материалы проявляют при деформировании ярко выраженное вязкоупругое поведение. Предельные характеристики подобных материалов существенно зависят от скорости нагружения или деформирования. Основным видом механических испытаний, по результатам которых определяются предельные характеристики полимерных материалов, является растяжение при фиксированной скорости деформации. Тем не менее, в большинстве случаев элементы конструкций испытывают в процессе эксплуатации сложное напряженное состояние. В этой связи для оценки механических характеристик материала целесообразно проведение испытаний в условиях сложного напряженного состояния. Подобные испытания необходимы для определения критериев разрушения материалов при различных видах напряженного состояния.

Целью данной работы является экспериментальное исследование предельных характеристик двух модификаций зернистых композитов на основе синтетического каучука при плоском напряженном состоянии. Приведены результаты испытаний материалов при растяжении, кручении и при одновременном действии растягивающей нагрузки и крутящего момента в широком диапазоне изменения интенсивности скоростей деформаций. Предложено обобщение энергетической теории прочности, позволяющее учесть влияние скорости деформации при оценке прочности элементов конструкций. Для оценки условий разрушения композитов при нагружениях, сопровождающихся изменением скорости деформации в широких пределах, предложен подход, основанный на оценке поврежденности материала.

Представлены результаты испытаний двух модификаций зернистого полимерного композита на основе синтетического каучука, наполненного мелкодисперсными частицами

---

<sup>1</sup> Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 15-08-03604



окислов магния и кальция. Общее содержание наполнителей в композитах составляло 60% по массе для материала А и 70% - для материала В. Различное содержание дисперсных наполнителей в материалах обуславливает и разный уровень их прочности и жесткости. При нагружении оба материала проявляют ярко выраженное вязкоупругое поведение и сильную зависимость предельных характеристик от скорости деформации. Прочностные свойства исследуемых материалов при плоском напряженном состоянии определены по результатам испытаний образцов в виде полых цилиндров. Внешний и внутренний диаметры рабочей части образцов материала А составляли 24 и 16 мм, образцов материала В – 34 и 26 мм. Длина образцов материала А составляла 70 мм, материала В – 110 мм. Нагружение образцов осуществлялось растягивающим усилием и крутящим моментом. Часть образцов материала В испытана при одновременном нагружении растягивающей силой и внутренним давлением. Все эксперименты проведены в режиме постоянства интенсивности скоростей деформаций, которая варьировалась в широких пределах – от  $10^{-4}$  до 2 1/с. Испытания проведены на электромеханической установке для исследования механических свойств полимерных материалов при сложном напряженном состоянии [2]. Установка обеспечивает пропорциональное нагружение образцов полимерных материалов в исследуемом диапазоне скоростей деформаций. Все испытания материалов проведены при температуре 20°C. В процессе испытаний получены экспериментальные зависимости силовых факторов и перемещений от времени испытания. Растягивающее напряжение  $\sigma_z$ , возникающее в образце под действием растягивающего усилия, вычислялось как отношение силы к исходному сечению образца. Растягивающее напряжение  $\sigma_\theta$ , возникающее в образце под действием внутреннего давления  $P$ , определялось по формуле Лапласа:  $\sigma_\theta = Pd / 2h$ , где  $d$  - средний диаметр поперечного сечения образца,  $h$  - толщина стенки. Касательное напряжение при кручении  $\tau_{z\theta}$  определялось по известной формуле:  $\tau_{z\theta} = 2M_k / Fd$ , где  $M_k$  - крутящий момент,  $F$  - площадь поперечного сечения образца. В экспериментах с внутренним давлением наибольшее значение радиального напряжения  $\sigma_r$  было меньше  $\sigma_\theta$  в 8.5 раз и поэтому принималось равным 0.

**Продольная деформация**  $\varepsilon_z$  определена как отношение приращения длины к ее исходному значению. Материал принимался несжимаемым и деформации  $\varepsilon_r$  и  $\varepsilon_\theta$  считались равными:  $\varepsilon_r = \varepsilon_\theta = \varepsilon_z / 2$ . Сдвиговая деформация  $\varepsilon_{z\theta}$  вычислялась по величине угла закручивания  $\phi$ :  $\varepsilon_{z\theta} = \phi d / 2l$ . Деформации  $\varepsilon_{zr}$  and  $\varepsilon_{\theta z}$  принимались равными 0. Результаты испытаний представлялись в виде зависимостей интенсивности напряжений  $\sigma_i$  от интенсивности деформаций  $\varepsilon_i$ . Для вычисления  $\sigma_i$  and  $\varepsilon_i$  использовались известные соотношения:  $\sigma_i = (\sigma_1^2 + \sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2)^{1/2}$ , где  $\sigma_1$  and  $\sigma_2$  - главные напряжения:  $\sigma_{1,2} = (\sigma_z + \sigma_\theta) / 2 \pm [(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + 4\tau_{z\theta}^2]^{1/2}$ ;  
 $\varepsilon_i = (\sqrt{2}/3)[(\varepsilon_z - \varepsilon_r)^2 + (\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + 3\varepsilon_{z\theta}^2/2]^{1/2}$ .

На рис. 1(а) представлены экспериментальные зависимости  $\sigma_z$  (кривая 1) и  $\tau_{z\theta}$  (кривая 2) от времени для материала А, полученные в одном из проведенных испытаний при действии растягивающей силы и крутящего момента. Эти зависимости получены при постоянных значениях скоростей деформаций:  $\dot{\varepsilon}_z = 1.4c^{-1}$  и  $\dot{\varepsilon}_{z\theta} = 2.3c^{-1}$ , что соответствует значению

интенсивности скоростей деформаций  $1.92c^{-1}$ . Осредненные диаграммы  $\sigma_i(\varepsilon_i)$  для различных значений  $\varepsilon_i$  представлены на рис. 1(б). Зависимость 1 получена при  $\dot{\varepsilon} = 0.02c^{-1}$ , зависимость 2 –  $0.2 c^{-1}$ , зависимость 3 –  $2 c^{-1}$ . Для каждого значения скорости деформации проведено по 3 испытания. Разброс экспериментальных данных не превышал 10%. Представленные на рис. 1 данные показывают, что предельные значения напряжений и деформаций в значительной степени зависят от скорости нагружения. Эту зависимость необходимо учитывать при оценке

работоспособности элементов конструкций из подобных материалов.

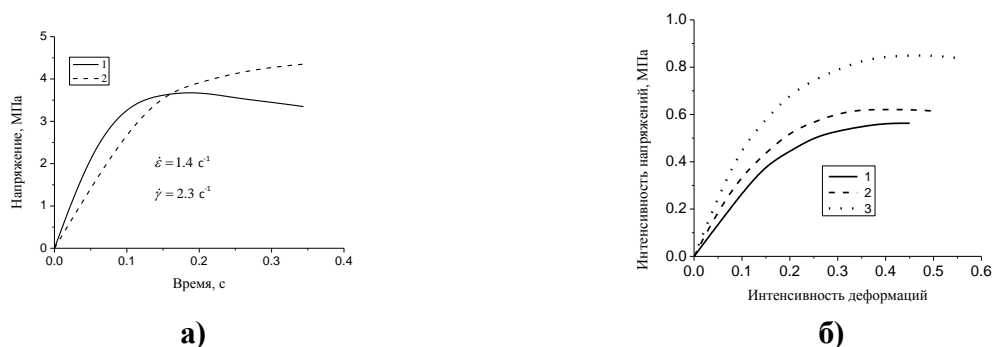


Рис.1. а) Экспериментальные зависимости растягивающего (1) и сдвигового (2) напряжений для

материала А. б) диаграммы  $\sigma_i(\varepsilon_i)$  материала А, полученные при различных значениях интенсивности скоростей деформаций: 1-  $\dot{\varepsilon}_i = 0.02 \text{ c}^{-1}$ ; 2-  $0.2 \text{ c}^{-1}$ ; 3-  $\dot{\varepsilon}_i = 2 \text{ c}^{-1}$

Известно большое количество теорий прочности, определяющих условия разрушения материалов при сложном напряженном состоянии. Экспериментальные данные, полученные в соответствии с описанной методикой, использованы для проверки обобщения известной энергетической теории прочности. В соответствии с этой теорией разрушение материала происходит при величине интенсивности напряжений, равной прочности материала при растяжении [1]. Учитывая, что развивающиеся при нагружении материала напряжения и прочность материала при растяжении зависят от скорости деформации, представляется естественным записать рассматриваемый критерий в более общем виде:  $(\sigma')^2 - \sigma'\sigma'' + (\sigma'')^2 = 1$ , где:  $\sigma' = \sigma_1 / \sigma_p^*(\dot{\varepsilon})$ ;  $\sigma'' = \sigma_2 / \sigma_p^*(\dot{\varepsilon})$  - приведенные главные напряжения;  $\sigma_1, \sigma_2$  - главные напряжения;  $\sigma_p^*(\dot{\varepsilon})$  - зависимость прочности материала при растяжении от скорости деформации. При фиксированной скорости деформации обобщенный критерий разрушения имеет такой же вид, как и классический, но значение прочности материала при растяжении принимается с учетом зависимости этой характеристик материала от скорости деформации. Экспериментальные зависимости  $\sigma_p^*(\dot{\varepsilon})$ , представленные в полулогарифмических координатах, аппроксимировалась линейной зависимостью:  $\sigma^* = \sigma_0(1 + k \ln \dot{\varepsilon})$ , где  $\sigma_0$  и  $k$  - постоянные. Получены следующие значения постоянных для материала А:  $\sigma_0 = 6.71 \text{ МПа}$ ,  $k = 0.0405$ ; для материала В:  $\sigma_0 = 21.3 \text{ МПа}$ ;  $k = 0.0465$ . При фиксированной скорости деформации обобщенный критерий разрушения имеет такой же вид, как и классический, но значение прочности материала при растяжении принимается с учетом зависимости этой характеристик материала от скорости деформации.

На рис. 1 в координатах приведенных главных напряжений представлены результаты экспериментальной проверки предложенного обобщения энергетической теории прочности для исследуемых материалов. Точки 1 – 5 - результаты испытаний отдельных образцов при различных видах напряженного состояния и различных значениях интенсивности скоростей деформаций, 6 – расчетные зависимости. Предельная линия А определяет допустимый уровень нагрузок для исследуемых материалов при плоском напряженном состоянии в соответствии с принятым критерием растяжения. Линии В и С соответствуют отклонению в 10% от номинальных условий разрушения, определяемых критерием.

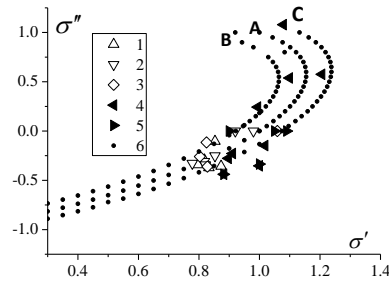


Рис.2. Результаты экспериментальной проверки энергетического критерия разрушения полимерных материалов. 1, 2, 3 – экспериментальные данные для материала А при различных значениях интенсивности скоростей деформаций: 0.02 1/с (1); 0.2 1/с (2), 2 1/с (3). 4, 5 - экспериментальные данные для материала В:  $10^{-4}$  1/с (4); 2 1/с (5); 6 – расчет.

Из анализа представленных данных можно сделать вывод, что предлагаемое обобщение энергетической теории прочности позволяет удовлетворительно описать условия разрушения исследуемых материалов при фиксированных значениях интенсивности скоростей деформаций в диапазоне от  $10^{-4}$  до  $10^{-1}$  1/с. При высокой скорости деформации (2 1/с) для материала В наблюдаются значительные расхождения между экспериментальными и расчетными данными при напряженных состояниях, близких к сдвигу. При существенном изменении скорости деформации в процессе нагружения применение обобщенного критерия прочности затруднительно в связи с тем, что при этом не учитывается промежуточное изменение скорости деформации. В этом случае для оценки условий разрушения материала возможно использовать подход, основанный на оценке поврежденности материала в процессе деформирования. В соответствии с этим подходом [3] вводится в рассмотрение параметр поврежденности  $\omega$  и принимается, что разрушение материала происходит при условии  $\omega = 1$ . для приращения поврежденности  $d\omega(t)$  примем:  $d\omega(t) = d\sigma_i(t) / \sigma[\dot{\epsilon}(t)]$  и критерий разрушения

принимает более общий вид:  $\int_0^{t_*} \sigma^{-1}[\dot{\epsilon}(t)] d\sigma_i(t) = 1$ . Легко показать, что при постоянной

скорости деформирования этот критерий соответствует предложенному обобщенному энергетическому критерию разрушения.

Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 15-08-03604

### Литература

1. И.И. Гольденблат, В.А. Копнов .Критерии прочности и пластичности конструкционных материалов. М., Машиностроение. 1968, 192 с.
2. Ю.П. Зезин. Зезин Ю.П. Методика исследования механических свойств полимерных материалов при сложном напряженном состоянии в широком диапазоне скоростей нагружения. Заводская лаборатория. 1988. № 8. С. 75 -78.
3. Работнов Ю.Н. О механизме длительного разрушения. Вопросы прочности материалов и конструкций. М.: Изд-во АН СССР. 1959. С. 5 – 7.

**МОДЕЛИРОВАНИЕ НДС ТОНКОСТЕННЫХ НЕСУЩИХ УЗЛОВ КРУПНЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ ПЕРЕКРЫТИЙ МЕТОДОМ ФОТОУПРУГОСТИ**  
*MODELLING OF THE STRESS-STRAIN STATES OF THIN-WALLED BEARING JUNCTIONS FOR OVERLAPPINGS OF LARGE BUILDING DESIGNS BY THE PHOTOELASTICITY METHOD*

**Н.А.Махутов** - член кор.РАН, г.н.с, **М.М.Гаденин** - к.т.н., в.н.с, **А.Д.Кондратьев** - с.н.с.  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

**Abstract.** Ambiguity of numerical calculations of stress-strain states results for thin-walled bearing junctions of spatial blankings of civil and defensive building structures, has demanded carrying out of corresponding experimental researches on models from optically sensitive material with use of strains freezing. To this effect the technique has been developed and the patent №123934 is received. This patent contains the technological decision which allows optimally to assign power and geometrical similarities with possibility of research of mating zones for junctions elements.

**Keywords:** thin-walled structures, stress-strain states, photoelasticity

**Аннотация.** Неоднозначность получаемых результатов при численных расчетах НДС тонкостенных несущих узлов пространственных перекрытий гражданского и оборонного назначения, потребовало проведения экспериментальных исследований на моделях из оптически чувствительного материала с применением замораживания деформаций. Для этого была разработана методика и получен патент №123934, включающий технологическое решение, позволяющее оптимально назначить силовое и геометрическое подобии с возможностью исследования зон сопряжения элементов узлов.

**Ключевые слова:** тонкостенные конструкции, НДС, фотоупругость

Обеспечение безопасной эксплуатации проектируемых и эксплуатирующихся крупнейших инженерных объектов гражданского и оборонного назначения по параметрам прочности ресурса и живучести базируется, в том числе, и на основе экспериментально-расчетного анализа НДС в их наиболее нагруженных элементах и узлах в сочетании с результатами диагностики и мониторинга параметров их состояния в процессе эксплуатации на всех стадиях жизненного цикла [1].

На стадии проектирования таких объектов, как тонкостенные несущие узлы крупных строительных перекрытий, особое значение для обеспечения достоверности определения напряженно-деформированных состояний (НДС) их наиболее нагруженных несущих узлов, является учет технологических и эксплуатационных условий их изготовления и работы. Конструкция такого перекрытия, предназначенного для аэровокзального комплекса, представляет собой двухпоясную сетчатую, с регулярными ячейками структуру, стороны которой образованы плоскими фермами с параллельными поясами. При этом фермы соединяются узлами, имеющими форму шестиугольных звездочек [2]. На стадии проектирования рассматриваемой конструкции было выполнено экспериментальное моделирование НДС тонкостенного несущего узла в виде показанной на рис. 1 шестилучевой звездочки.

Исследование проводилось на пространственных моделях несущих узлов из оптически чувствительного материала в масштабе подобия 1:4 с применением замораживания деформаций. Модуль упругости материала модели, находящегося в высокоэластичном состоянии, составлял  $E_{\text{мод}}=20$  МПа. В этих условиях необходимо было решить задачу сочетания оптимального назначения силового подобия, обеспечивающего одновременно необходимую картину интерференционных полос, и недопущения депланации нагружаемых элементов модели, которая приводит к потере устойчивости элементов и спонтанному разрушению модели.

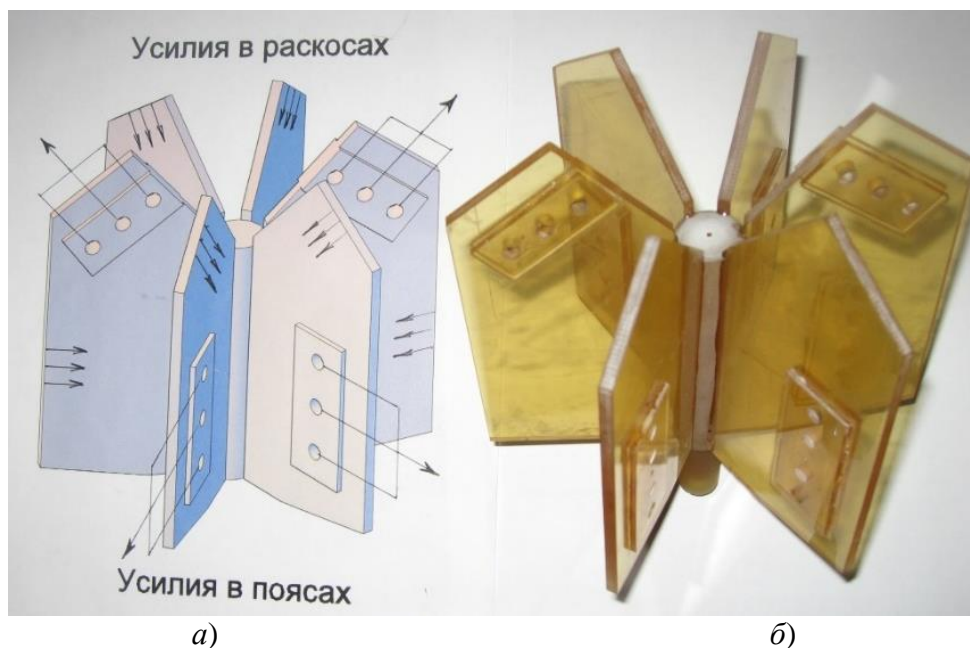


Рис. 1. Схема приложения расчетных нагрузок к элементам соединительных узлов исследуемой модели (а) и ее фото (б)

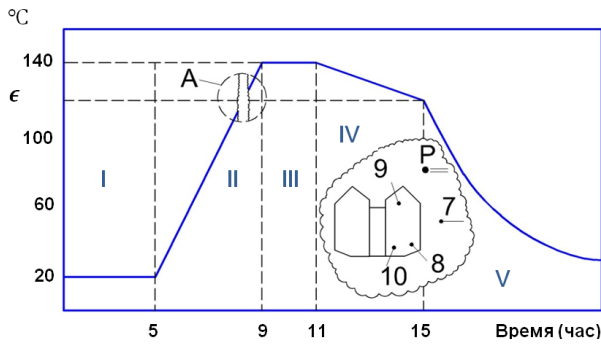
При моделировании необходимым условием является выполнение закона подобия Гука ( $\sigma_{\text{нат}}/E_{\text{нат}} = \sigma_{\text{мод}}/E_{\text{мод}}$ ) и закона Пуассона для модели и природы ( $\mu_{\text{нат}} = \mu_{\text{мод}}$ ). Эти законы подобия требуют, чтобы деформации природы и модели были одинаковы, и предполагают одинаковые числа поперечного растяжения. Чаще всего при оптическом моделировании эти условия не выполняются. При проведении таких исследований для получения достаточных для анализа данных оказывается необходимым создавать в модели большие деформации, чем в природе, т.е. исследование в этом случае осуществляется в условиях так называемого «расширенного закона подобия».

В представляемом исследовании созданные большие деформации были малы по сравнению с геометрическими размерами модели, что практически не нарушало геометрического подобия, т.е. напряжения в модели и природе в таком случае будут подобны.

Для решения задачи моделирования и анализа напряжений применительно к рассматриваемому узлу перекрытия с применением метода замораживания необходимо строго соблюдать технологию изготовления модели. Для исследуемой модели наиболее ответственным моментом являлась склейка ее составных элементов с учетом строгого соблюдения соосности и циклической симметрии шестиугольной звездочки. Это обеспечивалось с помощью специальных делительной головки и регулирующих направляющих.

Как уже упоминалось, на рис. 1 представлены общий вид модели несущего узла рассматриваемого перекрытия и схема приложения нагрузок в его поясах и раскосах, отношения которых составляют соответственно 1 и 0.6. Сама модель и материал для модели были изготовлены по технологии и на оборудовании в Лаборатории механики разрушения ИМАШ РАН [3]. Отладка процесса нагружения и соблюдение температурного режима замораживания модели выполнялись с помощью специальной оснастки и прозрачного термостата (рис. 2).

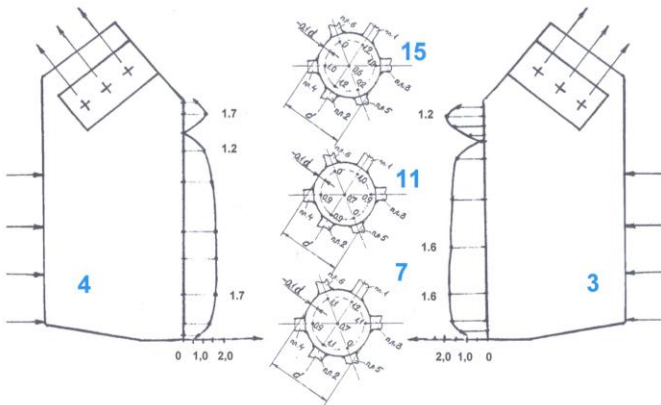
При измерениях на моделях величину безразмерных напряжений  $\bar{\sigma}_1 - \bar{\sigma}_2$ , или  $\bar{\sigma}_t$  можно определить по выражениям  $\bar{\sigma}_1 - \bar{\sigma}_2 = \bar{\sigma}_0 m/t$ ,  $\bar{\sigma}_t = \bar{\sigma}_0 m/t$ , где  $m$  - измеренный порядок полос;  $t$  - толщина среза;  $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$  - главные напряжения;  $\sigma_t$  - напряжение на контуре, свободном от внешней нагрузки.



*I - монтаж модели в термостате; II – плавный прогрев модели; III – высокоэластическое состояние (выдержка); IV – плавное охлаждение; V – свободное охлаждение вместе с термостатом; A - регулировка нагрузок; 7,8,9,10 – номера и расположение контролирующих и регулирующей «P» термонар.*

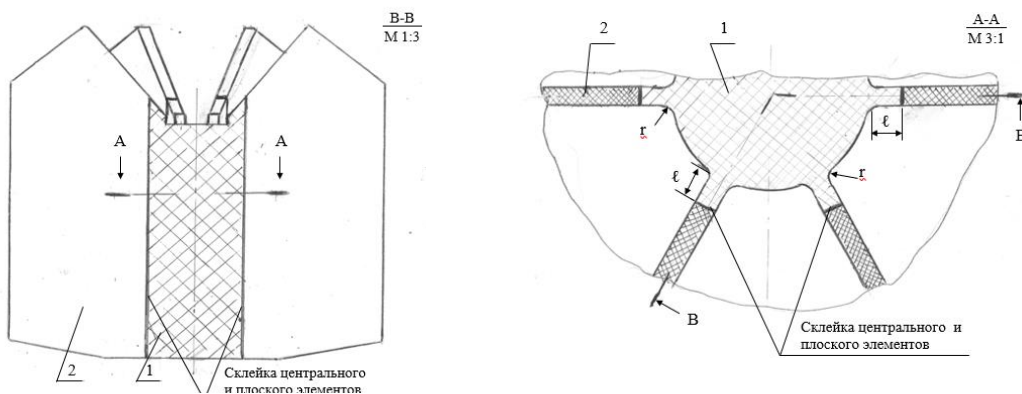
*Рис. 2 Температурно-временной режим замораживания модели*

Величина оптической постоянной  $\bar{\sigma}_0$  (в безразмерных напряжениях) определяется соотношением  $\bar{\sigma}_0 = \sigma_0 / \sigma_m$ . Для пересчета напряжений модели на натуру используется выражение  $\sigma_{\text{нат}} = k_\rho k_R^2 \sigma_{\text{мод}}$  и соответствующие формулы для пересчета деформаций и перемещений. При этом все масштабы можно выбирать независимо, обеспечив лучшие условия проведения эксперимента и точность получаемых результатов.



*Рис. 3. Эпюры напряжений  $2\tau_{\text{max}}$  для зон присоединения пластин 4 и 3 к соответствующим зонам стержня (7, 11, 15).*

Показанные на рис. 3 эпюры напряжений достаточно точно отражают симметричность нагружения модели. Это в равной мере относится как к плоским элементам, так и к срезам цилиндрического стержня модели. При этом полученная картина полос позволила произвести измерения и построить эпюры разности главных напряжений. Однако, на этом варианте модели оказалось затруднительным определить величины напряжений на свободных контурах из-за склейки в зонах сопряжения плоских элементов со стержнем.



*Рис. 4 Схема усовершенствованной модели для исследования НДС*

Для анализируемого несущего узла конструкции было предложено технологическое решение, расширяющее возможность исследования НДС в наиболее нагруженных зонах сопряжения элементов и не нарушающее условие моделирования (рис. 4). Места склейки были выполнены на расстоянии

$l/r = 5 \div 10$ , что соответствует длине полуволны затухания концентрации напряжений; при этом  $l$  – расстояние от цилиндрической поверхности центрального элемента до мест склейки с плоскими периферийными элементами,  $r$  – радиусы галтелей (рис 3) в зонах соединения цилиндрической части центрального элемента с плоскими периферийными элементами (в реальных моделях  $r=1 \div 5$  мм). На данную методику, позволяющую измерять НДС в зонах сопряжения элементов, а также более обоснованно выбирать расчетные схемы для численных расчетов, получен патент № 123934 [3].

Результаты выполненных измерений и соответствующих вычислений показывают, что концентрация напряжений в некоторых верхних зонах присоединения плоских элементов обуславливает наличие местных напряжений, в разы превышающих номинальные. Наличие такой концентрации напряжений особо опасно при длительной эксплуатации пространственной конструкции, несмотря на применение легированных сталей (типа класса прочности 390), имеющих хорошие показатели пластичности [2].

Сочетание численных расчетов и экспериментальных данных о НДС и механических свойств применяемых строительных сталей (пределов прочности  $\sigma_b$ , пластичности  $\psi_f$ , модуля упругости  $E$ , а также показателей степени для кривой усталости в упругопластической  $m_p$  и упругой областях  $m_e$ ) позволяет в соответствии с [4] выполнить оценку долговечности  $N$  рассматриваемых элементов натуральных сооружений при действии рабочих и технологических нагрузок согласно выражению

$$\sigma_a^* = \frac{E}{4N^{m_p} + (1+r^*)/(1-r^*)} \ln \frac{100}{100 - \psi_f} + \frac{\sigma_b}{4N^{m_e} + (1+r)/(1-r)}.$$

При этом, если местные максимальные  $\sigma_{\max}^*$ , амплитудные  $\sigma_a^*$  и средние  $\sigma_m^*$  условные упругие напряжения от эксплуатационных нагрузок определены экспериментально или из решения соответствующей упругой или упругопластической задачи, то допускаемые в эксплуатации амплитуды условных упругих напряжений [ $\sigma_a^*$ ] при заданном числе циклов до разрушения или допускаемые числа циклов [ $N$ ] (допускаемая долговечность) при заданной амплитуде условных упругих напряжений определяются по приведенному выше выражению с введением в него соответствующих коэффициентов запаса по напряжениям  $n_\sigma$  или числу циклов  $n_N$ .

## Литература

1. Махутов Н.А., Гаденин М.М., Кондратьев А.Д. Диагностика напряженно деформированных и предельных состояний роторных конструкций / Материалы VI Школы-семинара НПС РИСКОМ «Оценка и управление индустриальными рисками промышленной безопасности». 24-25 августа 2016 г. - Омск: НПЦ «Диагностика».
2. Гладштейн Л.И., Мосягин Д.Л., Пемов И.Ф. и др. Разработка стали класса прочности 390 и технологии прокатки для угловых элементов пространственных металлоконструкций // Металлург. 2010. №2. С.61-69.
3. Махутов Н.А., Гаденин М.М., Кондратьев Д.А. Модель для определения параметров НДС в силовых соединительных узлах пространственных конструкций / Патент на полезную модель № 123934. - Бюлл. №1. 2013.
4. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. В двух частях. Часть 2. Обоснование ресурса и безопасности. - Новосибирск.: Наука. 2005. - 610 с.

## ГРАДИЕНТНЫЙ ДЕФОРМАЦИОННЫЙ КРИТЕРИЙ ХРУПКОГО РАЗРУШЕНИЯ

### THE GRADIENT OF THE DEFORMATION CRITERION OF BRITTLE FRACTURE

В.Д. Кулиев<sup>2</sup> - д. ф.-м. н., проф., Е.М. Морозов<sup>3</sup> - д. т. н., проф.

[evgeny.morozof@gmail.com](mailto:evgeny.morozof@gmail.com)

**Abstract.** Formulated a new criterion for fracture emanating from the assumption that brittle fracture occurs when the gradient of the deformation reaches the limit value. Analytically the presence of the deformation gradient on the boundary of the drop in body temperature and no stresses normal to the straight crack front, at time zero. Presents results of a preliminary experiment with samples from silicate glass with a suddenly change of temperature.

**Key words:** brittle fracture, deformation fracture criterion, abrupt temperature change in space and time.

**Аннотация.** Сформулирован новый критерий разрушения, исходящий из предположения, что хрупкое разрушение наступает, когда градиент деформации достигает предельного значения. Аналитически показано наличие градиента деформации на границе перепада температуры тела и отсутствие напряжения, нормального к прямолинейному фронту трещины, в нулевой момент времени. Представлены результаты предварительного эксперимента с образцами из силикатного стекла при резком изменении температуры.

**Ключевые слова:** хрупкое разрушение, деформационный критерий разрушения, скачкообразное изменение температуры по пространству и времени.

Один из видов нарушения прочности твёрдого деформируемого тела это хрупкое разрушение. Оно происходит внезапно, на фоне макро упругой деформации, опасность его очевидна, и разработка новых и развитие существующих критериев хрупкого разрушения весьма актуальны.

Среди существующих критериев можно назвать классические первую (наибольших растягивающих напряжений, Г. Галилей) и вторую (наибольших растягивающих деформаций, Е. Мариотт) гипотезы прочности. Несмотря на архаичность в некоторых случаях они находят применение. Существуют критерии, исходящие из предположения, что в местах концентрации напряжений, в самой опасной точке, напряжение превышает предельное на определённый процент [1]. Имеются родственные критерии, в которых введены ограничения на область с высоким градиентом напряжений. Для моделей материалов с разномасштабной иерархической структурой также используют градиенты напряжений в качестве критериев разрушения.

Нами предлагается критерий возникновения хрупкого разрушения в континуальной среде в виде равенства

$$|\text{grad } \varepsilon| = \theta, \quad (1)$$

в котором  $\varepsilon$  - компонента растягивающей деформации в направлении нормали к фронту разрушения (трещины), а  $\theta$  - эмпирическая величина предельного градиента деформации как характеристики материала.

Поясним сделанное предложение следующим примером. Пусть в трёхмерном теле выделена конечная область, граница которой замкнутая кусочно гладкая поверхность. Эта область в момент времени  $t = 0$  оказывается внезапно нагретой (или охлаждённой) на постоянную температуру  $T_0$ . Попытка сформулировать начальные условия задачи наталкивается на противоречие, состоящее в том, что с одной стороны от границы

<sup>2</sup> Московский государственный машиностроительный университет МАМИ

<sup>3</sup> Национальный исследовательский ядерный университет МИФИ



температура и деформация равны, допустим, нулю, а по другую сторону температура, а, следовательно, и деформация не равны нулю. Налицо нарушение условия неразрывности деформаций. Выход мы видим в предположении существования тонкого приграничного слоя, в пределах которого имеет место перепад и температуры и деформации от нуля до заданного значения. Поэтому возникает необходимость регуляризации (усреднения) начального распределения температуры по С.Л. Соболеву [2] и ставить квазистатическую задачу Коши по регуляризованному начальному распределению температуры.

Дадим одно решение для иллюстрации предложенного критерия разрушения. Пусть теплопроводящая среда заполняет всю евклидову плоскость  $E_2$ . Далее, пусть

$$T(x, y, t)|_{t=0} = \begin{cases} T_0 \equiv const, & (x, y) \in S^- \quad (S^- : x \leq 0, |y| < \infty); \\ T_1 \equiv const, & (x, y) \in S^+ \quad (S^+ : x \geq 0, |y| < \infty). \end{cases} \quad (2)$$

Будем считать: а) термомеханические свойства теплопроводящей среды  $S^-$  и  $S^+$  не зависят от температуры и одинаковы; б) выполняются гипотезы Дюамеля и Неймана.

При этих условиях решение задачи Коши (2) для однородного уравнения теплопроводности Фурье определяется так:

$$T(x, t) = \frac{T_0}{2} \left[ 1 + \operatorname{erf} \left( -\frac{x}{2\sqrt{at}} \right) \right] + \frac{T_1}{2} \left[ 1 + \operatorname{erf} \left( \frac{x}{2\sqrt{at}} \right) \right], \quad \operatorname{erf}(\tau) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\tau e^{-\xi^2} d\xi. \quad (3)$$

Здесь  $a$  – коэффициент температуропроводности.

Из (3) в пределе  $t \rightarrow 0$ , приходим к следующему представлению начального распределения температуры для любого  $y \in (-\infty, \infty)$  (ср. с формулой (2))

$$\lim_{t \rightarrow 0} T(x, y, t) = T_0 H^-(x) + T_1 H^+(x), \quad (4)$$

$$H^-(x) = \begin{cases} 1, & x < 0; \\ \frac{1}{2}, & x = 0; \\ 0, & x > 0, \end{cases} \quad H^+(x) = \begin{cases} 1, & x > 0; \\ \frac{1}{2}, & x = 0; \\ 0, & x < 0, \end{cases}$$

$$H^-(0-0) = 1, \quad H^-(0+0) = 0, \quad H^+(0+0) = 1, \quad H^+(0-0) = 0.$$

Отсюда видно, что возникает необходимость произвести регуляризацию (усреднение) начального распределения температуры по С. Л. Соболеву:

$$H_h(x) = \int_{r < h} \omega_h(r) [T_0 H^-(\xi) + T_1 H^+(\xi)] d\xi \quad (r = |x - \xi|). \quad (5)$$

Здесь  $h$  – радиус усреднения,  $\omega_h(r)$  – какое-нибудь усредняющее ядро, например,

$$\omega_h(r) = \begin{cases} C_h e^{-\frac{h^2}{h^2-r^2}}, & r < h; \\ 0, & r \geq h, \end{cases} \quad C_h \int_{r < h} e^{-\frac{h^2}{h^2-r^2}} d\xi = 1, \quad C_h = \frac{1}{2h} \left\{ \int_0^1 e^{-\frac{1}{1-t^2}} dt \right\}^{-1}. \quad (6)$$

Учитывая (6) в (5), функцию  $H_\varepsilon(x)$  можно представить в виде:

$$H_\varepsilon(x) = C_\varepsilon \int_{-\varepsilon+0}^{\varepsilon-0} e^{-\frac{\varepsilon^2}{\varepsilon^2-u^2}} [T_0 H^-(x+u) + T_1 H^+(x+u)] du. \quad (7)$$

Отсюда следует, что функция  $H_\varepsilon(x)$  ( $-\infty < x < \infty$ ) непрерывна и имеет непрерывные производные любого порядка, причём:

$$H_\varepsilon(x) = \begin{cases} T_0, & x \leq -\varepsilon; \\ T_1, & x \geq \varepsilon, \end{cases} \quad \frac{dH_\varepsilon}{dx} = C_\varepsilon(T_1 - T_0) \begin{cases} e^{-\frac{\varepsilon^2}{\varepsilon^2 - x^2}}, & |x| < \varepsilon - 0; \\ 0, & |x| \geq \varepsilon. \end{cases} \quad (8)$$

Теперь можно корректно ставить задачу Коши  $T(x, y, t)|_{t=0} = H_\varepsilon(x), |y| < \infty$ . Решение этой задачи определяется формулой Пуассона и не зависит от  $y \in (-\infty, \infty)$ :

$$T(x, t) = \frac{1}{2\sqrt{\pi at}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{(x-\xi)^2}{4at}} H_\varepsilon(\xi) d\xi. \quad (9)$$

Из (9) в силу (5)-(8) находим:

$$\begin{aligned} \frac{\partial T(x, t)}{\partial x} &= -\frac{1}{2\sqrt{\pi at}} \int_{-\infty}^{\infty} H_\varepsilon(\xi) \frac{\partial}{\partial \xi} e^{-\frac{(x-\xi)^2}{4at}} d\xi = \\ &= \frac{(T_1 - T_0)}{2\sqrt{\pi at}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{\xi^2}{4at}} \omega_h(r) d\xi \quad \left( r = |x - \xi|, |x| < \infty \right). \end{aligned} \quad (10)$$

Для данной задачи система уравнений Дюамеля-Неймана при плоском напряжённом состоянии и при отсутствии массовых сил принимает вид:

$$\frac{\partial \varepsilon_x(x, t)}{\partial x} = (1 + \nu) \alpha \frac{\partial T(x, t)}{\partial x}. \quad (11)$$

Здесь  $\nu$  – коэффициент Пуассона,  $\alpha$  – коэффициент линейного расширения.

Из формулы (11) с учётом (10) получаем:

$$\lim_{t \rightarrow 0} \frac{\partial \varepsilon_x(x, t)}{\partial x} = (1 + \nu) \alpha C_\varepsilon (T_1 - T_0) \begin{cases} 0, & |x| \geq \varepsilon; \\ e^{-\frac{\varepsilon^2}{\varepsilon^2 - x^2}}, & |x| < \varepsilon - 0. \end{cases}$$

Таким образом, критерий возникновения хрупкого разрушения (1) для данной задачи в силу (10) и (11) определяется следующим образом:

$$\begin{aligned} |\text{grad}(\varepsilon)| &= \left| \frac{\partial \varepsilon_x(x, t)}{\partial x} \right| = \frac{(1 + \nu) \alpha |T_1 - T_0|}{2\sqrt{\pi at}} \int_{-\infty}^{\infty} e^{-\frac{\xi^2}{4at}} \omega_h(r) d\xi = \\ &= \frac{(1 + \nu) \alpha |T_1 - T_0|}{2\sqrt{\pi at}} \int_{r < h} e^{-\frac{\xi^2}{4at}} \omega_h(r) d\xi = \theta \quad \left( r = |x - \xi|, |x| < \infty \right). \end{aligned} \quad (12)$$

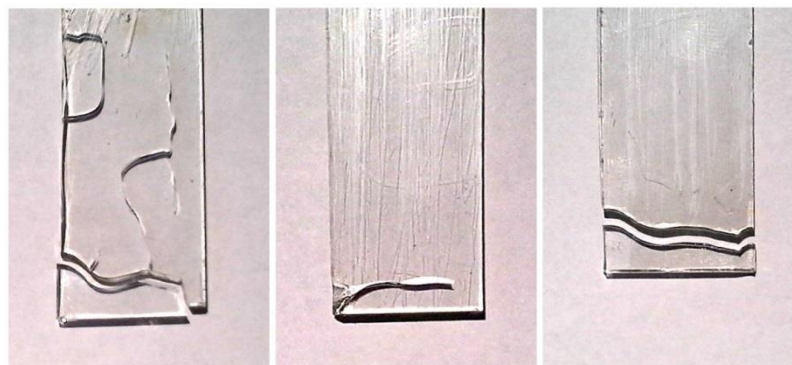
Трещина образуется вдоль оси  $x = 0$  при малом значении времени  $t > 0$ , что следует из применения в выражении (12) теоремы о сходимости средних функций [2]. Температурные напряжения с учётом (7)-(9) равны [3]:

$$\sigma_x = \tau_{xy} = 0; \quad \sigma_y = -\alpha E \tilde{T}(x, t).$$

Математические приёмы успешно преодолевают разрывность функций, в отличие от среды, для которой эти функции материальны, и чрезмерно высокие градиенты нельзя выдержать чисто физически, что заканчивается разрывом материала. Нельзя выдержать именно при хрупком (упругом) разрушении, поскольку пластичность сглаживает градиенты.

На основе наших наблюдений за трещинами на материалах в хрупком состоянии, можно предположить, что градиентный критерий недалёк от реальной достоверности. На приводимой фотографии показаны части разрушенных плоских образцов из силикатного стекла шириной 15 – 20 мм, толщиной 2 мм. Полоски стекла в свободном состоянии погружались в жидкий азот на глубину 3 - 4 мм. В вертикальном направлении (т. е., вдоль оси  $Ox$ ) создавался значительный градиент температуры  $a$ , следовательно, и деформаций на уровне поверхности азота (вдоль оси  $x=0$ ). В этом месте происходило хрупкое разрушение

стекла, хотя внешняя нагрузка отсутствовала.



### **Литература**

1. Левин В.А., Морозов Е.М. Доклады АН. 2002. Т. 386. № 1. С. 46-47.
2. Соболев С.Л. Некоторые применения функционального анализа в математической физике. М.: Наука, 1988. 333 с.
3. Кулиев В.Д. Сингулярные краевые задачи. М.: Физматлит, 2005. 720 с.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ ПРИ  
НЕСТАЦИОНАРНОМ СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ С  
ПОМОЩЬЮ КИНЕТИЧЕСКОЙ ТЕОРИИ**  
*THE DETERMINATION OF CREEP RUPTURE UNDER NONSTATIONARY  
COMPLEX STRESS STATE BY USING KINETIC THEORY*

А.М. Локощенко – д.ф.-м.н., зав. лабораторией  
НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова  
*loko@imec.msu.ru*

**Abstract.** The simulation of results of the tests of tubular samples (which are made of copper) at 250°C is conducted. These tests were published by S. Murakami, Y. Sanomura and K. Saitoh in 1986. On these samples constant axial stress and shear stress, which once or cyclically changed sign, simultaneously were acted. In the description of experimental data a vector damage parameter with piecewise-constant rate of damage accumulation is used. In this article two versions of kinetic equations, proposed by L. M. Kachanov, and in addition the variant of the system of kinetic equations, proposed by I. V. Namestnikova and S. A. Shesterikov, is considered. The good agreement between the experimental and theoretical values of times to failure is received.

**Key words:** creep rupture, non-stationary complex stress state, tubular specimens, failure time, kinetic theory, damage, vector parameter.

**Аннотация.** Проведено моделирование результатов испытаний трубчатых образцов из меди при 250°C, опубликованных S. Murakami, Y. Sanomura и K. Saitoh в 1986 г. В данных испытаниях на длительную прочность в образцах одновременно действовали постоянное осевое напряжение и касательное напряжение, которое однократно или циклически меняло знак. При описании экспериментальных данных используется векторный параметр поврежденности с кусочно-постоянной скоростью накопления повреждений. В данной статье используются два варианта кинетических уравнений, предложенные Л.М. Качановым, и дополнительно вариант системы кинетических уравнений, предложенной И.В. Наместниковой и С.А. Шестериковым. Получено хорошее соответствие экспериментальных и теоретических значений времен до разрушения.

**Ключевые слова:** длительная прочность, нестационарное сложное напряженное состояние, трубчатые образцы, время до разрушения, кинетическая теория, поврежденность, векторный параметр.

В настоящее время наиболее перспективной концепцией длительной прочности металлов при нестационарном сложном напряженном состоянии представляется разработанная Ю.Н. Работновым кинетическая теория [1]. Для описания известных экспериментальных данных, полученных в этих условиях, большое значение приобретает векторный параметр поврежденности [2]. В [3] приведены результаты испытаний тонкостенных трубчатых образцов из меди на ползучесть при нестационарном сложном напряженном состоянии вплоть до разрушения, температура испытаний 250°C. Испытания проводились при комбинации постоянного нормального напряжения  $\sigma$  и касательного напряжения  $\tau$ , которое однократно или циклически меняло знак.

**1. Результаты испытаний.** Во всех испытаниях выполнялось условие  $\sigma_e = \sigma_{\max}^{0.69} \cdot \sigma_u^{0.31} = 50$  МПа, при этом в случае постоянного растягивающего напряжения  $\sigma_0$  время до разрушения  $t_0^* = t_{\text{exp}}^*(\sigma_0) = 471$  час.

В первой серии испытаний заданная комбинация напряжений  $\sigma$  и  $\tau$  приложена к образцу в течение времени  $t_1$ , затем касательное напряжение меняет знак, и эта комбинация

приложена к образцу вплоть до его разрушения при  $t = t_{\text{exp}}^*$ . Угол  $\alpha$  между направлением вектора  $\vec{\sigma}_{\text{max}}$  и продольной осью образца удовлетворяет условию  $\text{tg}2\alpha = 2\tau / \sigma$ . При  $t = t_1$  вектор  $\vec{\sigma}_{\text{max}}$  поворачивается на угол  $2\alpha$ . Результаты испытаний первой серии приведены в таблице 1 при  $k = 1 - 7$ .

Таблица 1.

k	$\sigma$ МПа	$\tau$ МПа	$\sigma_{\text{max}}$ МПа	$\alpha^\circ$	$t_1$ час	$t_{\text{exp}}^*$ час	j = 1		j = 2	
							$\varphi_{01}^\circ$	$t_1^*$ час	$\varphi_{02}^\circ$	$t_2^*$ час
0	50.0	0	50.0	0	-	$t_0^* = 471$	-	-	-	-
1	45.9	13.2	49.5	15	120	510	-11	548	-11	559
2	38.2	22.1	48.3	24.5	120	600	-23	632	-24	632
3	31.5	27.3	47.3	30	120	690	-30	674	-30	676
4	0	42.2	42.2	45	120	570	-45	903	-	-
5	45.9	13.2	49.5	15	360	540	5	588	4	608
6	31.5	27.3	47.3	30	360	1080	-29	910	-30	916
7	0	42.2	42.2	45	360	560	-45	1143	-	-

Результаты испытаний показали, что с увеличением угла  $\alpha$  время до разрушения  $t_{\text{exp}}^*$  возрастает, не считая значения  $t_{\text{exp}}^*$  при  $\alpha = 45^\circ$  ( $k = 4$  и 7).

Во второй серии испытаний нормальное напряжение, как и в первой серии, в течение всего эксперимента оставалось постоянным, а касательное напряжение  $\tau$  циклически меняло знак, время полупериода составляло  $t_1 = 120$  час. Результаты испытаний приведены в таблице 2.

Таблица 2.

k	$\sigma$ МПа	$\tau$ МПа	$\sigma_{\text{max}}$ МПа	$\alpha^\circ$	$t_1$ час	$t_{\text{exp}}^*$ час	j = 1		j = 2		j = 3
							$\varphi_{01}^\circ$	$t_1^*$ час	$\varphi_{02}^\circ$	$t_2^*$ час	$t_3^*$ час
1	45.9	13.2	49.5	15	120	540	4	590	4	608	600
2	31.5	27.3	47.3	30	120	830	28	1028	30	1036	1317
3	0	42.2	42.2	45	120	540	45	1503	-	-	6250

## 2. Моделирование результатов, полученных в первой серии.

**2.1. Использование метода Л.М. Качанова при учете  $\sigma_{\text{max}}$ .** Согласно методу Л.М. Качанова [4] на плоскости  $(z, \theta)$  вводится произвольное направление  $\vec{V}$ , затем вычисляется  $\sigma_v$  – проекция нормальной составляющей вектора полного напряжения на это направление, и после этого определяется та площадка с нормалью  $\vec{V}$ , на которой время до разрушения  $t^*$

минимально.

В этом параграфе рассмотрим упрощенное кинетическое уравнение, согласно которому проекция  $\omega_v$  вектора поврежденности  $\vec{\omega}$  на произвольное направление  $\vec{V}$  зависит только от вектора максимального главного напряжения:

$$\frac{d\omega_v}{dt} = B \cdot \left( (\sigma_{\max})_v \right)^n. \quad (1)$$

При моделировании результатов испытаний [3] для простоты всюду используется только одно значение показателя степени:  $n = 3$ .

Из условий длительной прочности при одноосном растягивающем напряжении  $\sigma_e = \sigma_0$  получаем:

$$\sigma_0 = 50 \text{ МПа}, \quad t_0^* = 471 \text{ час}, \quad B = \left( \sigma_0^n t_0^* \right)^{-1} = 1.7 \cdot 10^{-8} (\text{МПа})^{-3} (\text{час})^{-1}.$$

Угол между вектором  $\vec{V}$  и осью трубчатого образца назовем  $\varphi$ . Проекция максимального главного напряжения на направление  $\vec{V}$  равна

$$(\sigma_{\max})_v = (\sigma_{\max}) \cos^2(\varphi - \alpha) \quad \text{при } 0 \leq t < t_1, \quad (2)$$

$$(\sigma_{\max})_v = (\sigma_{\max}) \cos^2(\varphi + \alpha) \quad \text{при } t_1 < t \leq t^*. \quad (3)$$

Подставляя (2)–(3) в (1), получаем значение времени до разрушения  $t^*$ :

$$t^* = t_1 + \frac{\left( \frac{\sigma_0}{\sigma_{\max}} \right)^n t_0^* - [\cos(\varphi - \alpha)]^{2n} \cdot t_1}{[\cos(\varphi + \alpha)]^{2n}}. \quad (4)$$

Согласно подходу Л.М. Качанова [4] разрушение наступает на той площадке с углом  $\varphi_0$ , на которой время разрушения  $t^*$  минимально. Величина угла  $\varphi_0$  вычисляется из

уравнения  $\frac{dt^*}{d\varphi} = 0$ , анализ вычислений показывает, что при этом получается действительно

минимально возможное значение  $t^*$ . Теоретические значения  $t^*$ , определяемые с помощью (4), а также соответствующие значения  $\varphi_0$  приведены в таблице 1 при  $k = 1 - 7$ ,  $j = 1$ .

**2.2. Использование метода Л.М. Качанова при учете  $\sigma_{\max}$  и  $\sigma_{\min}$ .** Проекция нормальной составляющей вектора полного напряжения  $\sigma_v$  на площадке с нормалью  $\vec{V}$ , составляющей угол  $\varphi$  с осью  $Oz$  при  $0 < \bar{t} < \bar{t}_1$ , определяется следующей формулой [5]:

$$\sigma_v = \frac{1}{2} \left[ (\sigma_{\max} + \sigma_{\min}) + (\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) \cos(2\alpha - 2\varphi) \right] \quad (5)$$

Можно показать, что

$$\bar{\sigma}_v = \frac{\sigma_v}{\tau} = D_1, \quad D_1 = \frac{\cos 2\alpha + \cos(2\alpha - 2\varphi)}{\sin 2\alpha} \quad \text{при } 0 < t < t_1, \quad (6)$$

$$\bar{\sigma}_v = D_2 = \frac{\cos 2\alpha + \cos(2\alpha + 2\varphi)}{\sin 2\alpha} \quad \text{при } t_1 < t < t^*. \quad (7)$$

В этом параграфе кинетическое уравнение Л.М. Качанова рассмотрим в следующем конкретном виде:

$$\frac{d\omega_v}{dt} = \begin{cases} B(\sigma_v)^n & \text{при } \sigma_v > 0, \\ 0 & \text{при } \sigma_v \leq 0. \end{cases} \quad (8)$$

Интегрирование уравнения (8) при  $\sigma_v > 0$  принимает следующий вид:

$$\omega_v(\bar{t}) = \int_0^{\bar{t}} [\bar{\sigma}_v(\bar{t})]^n d\bar{t}, \quad \bar{t}^* = \min_{\bar{t}} \left[ \bar{t} : \omega_v(\bar{t}) = \omega_v^* = \int_0^{\bar{t}^*} [\bar{\sigma}_v(\bar{t})]^n d\bar{t} = 1 \right], \quad \bar{t} = B\tau^n t. \quad (9)$$

Полное время до разрушения  $t^*$  согласно (6)–(7), (9) вычисляется следующим образом

$$t^* = t_1 + \left[ (1 - D_1^n \bar{t}_1) / D_2^n \right] (B\tau^n)^{-1}.$$

Значения  $\varphi_0$  и  $t^*$  при различных значениях  $\alpha$  и  $\tau$  приведены в таблице 1 при  $j = 2$ .

### 3. Моделирование результатов II серии испытаний

**3.1. Использование метода Л.М. Качанова при учете  $\sigma_{\max}$ .** Рассмотрим испытания с изменениями знака касательного напряжения при  $t = t_1$ ,  $t = 2t_1$ ,  $t = 3t_1$  и т.д. С помощью кинетического уравнения (1) вычисляем накопление поврежденности  $\omega_v$  при  $0 \leq t \leq t_1$ ,  $t_1 \leq t \leq 2t_1$  и т.д. По аналогии с п. 2.1 значения  $\varphi_0$  и  $t^*$  для каждой комбинации значений  $\alpha$  и  $t_1$  они приведены в таблице 2 при  $j = 1$ .

**3.2. Использование метода Л.М. Качанова при учете  $\sigma_{\max}$  и  $\sigma_{\min}$ .** В случае циклически изменяющегося направления касательного напряжения с полупериодом  $\bar{t}_1$  зависимости проекций нормальной составляющей вектора полного напряжения  $\bar{\sigma}_v$  и поврежденности  $\omega_v$  на площадке с нормалью  $\vec{V}$  от безразмерного времени  $\bar{t}$  при учете (5)–(7), (9) имеют следующий вид:

$$\sigma_v(\bar{t}) = D(\bar{t}), \quad D(\bar{t}) = \begin{cases} D_1 & \text{при } (j-1)\bar{t}_1 \leq \bar{t} \leq j\bar{t}_1 \\ D_2 & \text{при } j\bar{t}_1 \leq \bar{t} \leq (j+1)\bar{t}_1 \end{cases}, \quad j = 1, 3, 5, \dots$$

$$\omega_v(\bar{t}) = \int_0^{\bar{t}} [D(\bar{t})]^n d\bar{t}, \quad \omega_v^* = \int_0^{\bar{t}^*} [D(\bar{t})]^n d\bar{t} = 1.$$

Значения  $\varphi_0$  и  $t^*$  для различных значений  $\alpha$  и  $\tau$  приведены в таблице 2 при  $j = 2$ .

**3.3. Использование метода И.В. Наместниковой и С.А. Шестерикова.** В данном параграфе используется разложение вектора  $\vec{\omega} = \{\omega_z, \omega_\theta\}$  вдоль осей  $Oz$  и  $O\theta$  [6]. Аналогично (2)–(3) получаем:

$$(\sigma_{\max})_z = \sigma_{\max} (\cos \alpha)^2, \quad (\sigma_{\max})_\theta = \sigma_{\max} (\sin \alpha)^2.$$

С помощью кинетического уравнения и критерия длительной прочности

$$\frac{d\vec{\omega}}{dt} = B \cdot (\sigma_{\max})^n \left( \frac{\vec{\sigma}_{\max}}{\sigma_{\max}} \right), \quad (\omega_z(t^*))^2 + (\omega_\theta(t^*))^2 = 1$$

вычислены значения времен до разрушения  $t^*$  (см. таблицу 2 при  $j = 3$ ,  $k = 1, 2, 3$ ).

Анализ полученных результатов показывает, что оба варианта метода Л.М. Качанова при моделировании результатов данных испытаний приводят к лучшему соответствию экспериментальных и теоретических значений времен до разрушения, чем метод И.В.

Наместниковой и С.А. Шестерикова.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект №14-08-00570а)

### **Литература**

1. *Работнов Ю.Н.* Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.
2. *Локощенко А.М.* Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: Физматлит, 2016. 504 с.
3. *Murakami S., Sanomura Y., Saitoh K.* Formulation of cross-hardening in creep and its effect on the creep damage process of copper // Transactions of the ASME. J. Engng. Mater. Technol. 1986. Vol. 108. №2. P.167-173.
4. *Качанов Л.М.* Основы механики разрушения. М.: Наука, 1974. 312 с.
5. *Локощенко А.М.* Применение векторного параметра поврежденности при моделировании длительной прочности металлов // Известия РАН. Механика твердого тела. 2016. №3. С. 93-99.
6. *Наместникова И.В., Шестериков С.А.* Векторное представление параметра поврежденности // Деформирование и разрушение твердых тел. Сб. тр. Ин-та механики МГУ имени М.В. Ломоносова. - М.: Изд-во Московского ун-та, 1985. С. 43-52.



## ДВУХПАРАМЕТРИЧЕСКИЙ КРИТЕРИЙ РОСТА УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЙ ТРЕЩИНЫ

### TWO-PARAMETER CRITERION OF ELASTIC-PLASTIC CRACK GROWTH

Г.П.Никишков<sup>1</sup> – д.т.н., главный специалист, Ю.Г.Матвиенко<sup>2</sup> – д.т.н, заведующий  
отделом, И.А.Разумовский<sup>2</sup> – д.т.н., заведующий лабораторией

<sup>1</sup>ООО «Фидесис»

<sup>2</sup>Институт машиноведения РАН

matvienko@imash.ru

**Abstract.** The concept of fracture index for elastic-plastic cracks is introduced on the basis of the two-parameter fracture criterion. The distribution of the fracture index along the crack front in the three-point bend specimen is obtained. It is shown that the range of the fracture index on the crack front becomes higher with load increase.

**Key words:** elastic-plastic fracture mechanics, two-parameter fracture criterion, fracture toughness, constraint parameter.

**Аннотация.** На основе двухпараметрического критерия разрушения введено понятие индекса разрушения для упругопластических трещин. Получено распределение индекса разрушения вдоль фронта трещины в образце для испытаний на трехточечный изгиб. Показано, что с увеличением нагрузки неравномерность распределения индекса разрушения на фронте трещины усиливается.

**Ключевые слова:** упругопластическая механика разрушения, двухпараметрический критерий разрушения, вязкость разрушения, параметр стеснения деформации.

Энергетический  $J$ -интеграл [1, 2] широко применяется при анализе трещиностойкости упругопластических элементов конструкций. Однако однопараметрический критерий, в котором используется исключительно  $J$ -интеграл, не способен корректно предсказать разрушающую нагрузку во многих практических ситуациях, например, в случаях коротких или внутренних трещин. Моделирование с помощью метода конечных элементов показывает, что однопараметрическое описание напряжений у вершины трещины, предложенное Хатчинсоном, Райсом и Розенгреном [3, 4], имеет значительные погрешности даже при относительно небольших пластических областях.

Примем, что упругопластическое разрушение в образце и в элементе конструкции начинается при одинаковых полях напряжений в малой окрестности вершины или фронта трещины. Тогда становится важным правильное описание поля напряжений в окрестности фронта упругопластической трещины. Приемлемое моделирование напряженного состояния может быть выполнено при использовании асимптотического решения для поля напряжений у вершины трещины, в котором сохранены три члена ряда [5-7]. Для упругопластического материала со степенным упрочнением

$$\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} = \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left( \frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \quad (1)$$

оказывается, что асимптотическое разложение напряжений с тремя членами контролируется двумя коэффициентами – величинами  $J$ -интеграла и коэффициента стеснения деформации  $A$

$$\frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = A_0 \rho^s \tilde{\sigma}_{ij}^{(0)}(\theta) - A \rho^t \tilde{\sigma}_{ij}^{(1)}(\theta) + \frac{A^2}{A_0} \rho^{2t-s} \tilde{\sigma}_{ij}^{(2)}(\theta). \quad (2)$$

В выражениях (1) и (2)  $\sigma_0$  – напряжение течения;  $\alpha$ ,  $n$  – коэффициент и степень упрочнения материала;  $\varepsilon_0 = \sigma_0 / E$ ,  $E$  – модуль Юнга;  $\sigma_{ij}$  – напряжения  $\sigma_r$ ,  $\sigma_\theta$  и  $\sigma_{r\theta}$  в

полярной системе координат  $r\theta$  с началом в вершине трещины;  $\tilde{\sigma}_{ij}^{(k)}$  – безразмерные функции напряжений, полученные в результате решения асимптотических задач порядков (0), (1) и (2);  $s = -1/(n+1)$ ; степень  $t$  зависит от степени упрочнения  $n$  и определяется численно. Коэффициент  $A_0$  равен  $A_0 = (\alpha \varepsilon_0 I_n)^s$ , где  $I_n$  – масштабирующий интеграл [3, 4]. Безразмерный радиус  $\rho$  определяется выражением

$$\rho = r / (J / \sigma_0), \quad (3)$$

где  $J$  – энергетический интеграл, вычисляемый по контуру вокруг вершины трещины

$$J = \int_{\Gamma_c} \left( W n_1 - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_1} n_j \right) d\Gamma. \quad (4)$$

После вычисления  $J$ -интеграла коэффициент стеснения деформации  $A$  определяется по методу наименьших квадратов с использованием напряжений у вершины трещины, полученных в результате решения упругопластической задачи по методу конечных элементов.

В двухпараметрическом критерии разрушения расчетное значение  $J$ -интеграла сравнивается с его критическим значением  $J_C$ , соответствующим той же величине коэффициента стеснения деформации  $A$ , что и в расчете

$$J|_A = J_C(A). \quad (5)$$

Двухпараметрический критерий разрушения в упругопластическом случае может быть записан в терминах коэффициентов интенсивности напряжений

$$K_J|_A = K_C(A). \quad (6)$$

Здесь  $K_J$  – условный коэффициент интенсивности напряжений, рассчитанный по значению  $J$ -интеграла  $K_J = \sqrt{JE / (1-\nu^2)}$ ,  $K_C(A)$  – зависимость вязкости разрушения от коэффициента стеснения деформации.

Основываясь на критерии разрушения (6) введем *индекс разрушения*  $I_K$  в виде

$$I_K = \frac{K_J}{K_C(A)}. \quad (7)$$

При  $I_K < 1$  трещина остается неподвижной, в момент  $I_K = 1$  начинается развитие трещины.

В данной работе исследуется распределение индекса разрушения  $I_K$  на фронте упругопластической трещины в образце для испытаний на трехточечный изгиб. Трехмерная упругопластическая задача для образца с нагружением по схеме трехточечного изгиба, состоящего из материала со степенным упрочнением  $n = 5$ , решена с помощью метода конечных элементов. Сетка конечных элементов для симметричной четверти образца с трещиной состояла из приблизительно 3000 гексаэдральных элементов с 20 узлами. Фронт трещины окружался полярной сеткой с 15 элементами в угловом направлении. Для моделирования сингулярности энергии деформации примыкающие к фронту трещины элементы в виде треугольных призм имели сдвинутые на четверть ребра промежуточные узлы. Радиальный размер наименьшего элемента составлял  $0.5 \cdot 10^{-4}$  ширины образца  $W$ . Элементы с меньшей толщиной располагались вблизи поверхности образца.

Решение выполнено для изгибного образца с относительной глубиной трещины  $a/W = 0.3$  и относительной толщиной  $t/W = 0.4$ . В результате решения получены зависимости  $J$ -интеграла и коэффициента стеснения деформации  $A$  от положения на фронте трещины. Величина  $J$ -интеграла была пересчитана в условный коэффициент интенсивности напряжений  $K_J$ .

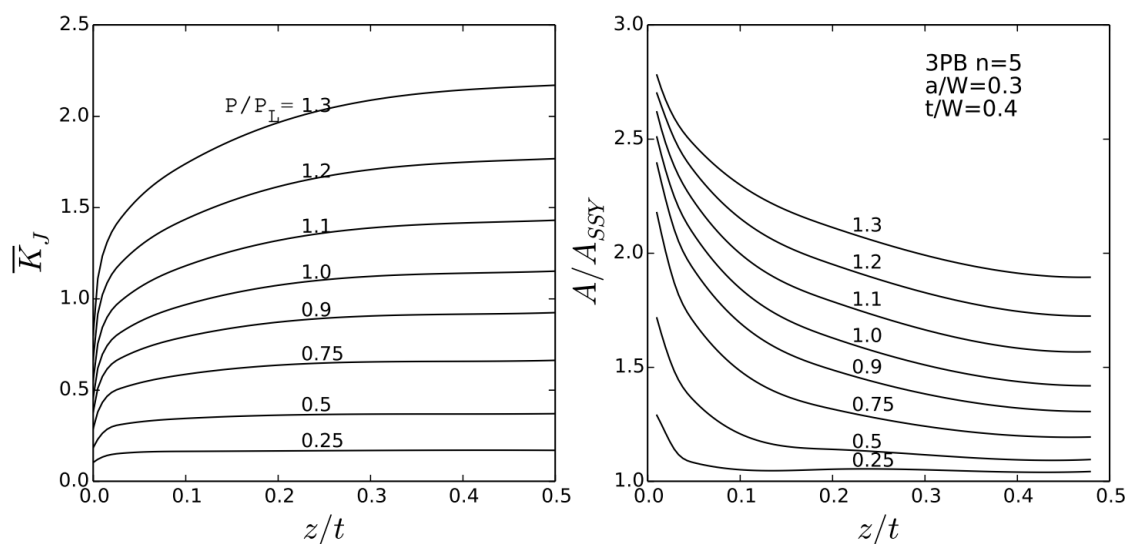


Рис.1. Упругопластический коэффициент интенсивности напряжений  $K_J$  и коэффициент стеснения деформации  $A$  на фронте трещины в образце для испытаний на трехточечный изгиб при различных нагрузках  $P/P_L$ .

На рис. 1 показано распределение упругопластического коэффициента интенсивности напряжений  $K_J$  и коэффициента стеснения деформации  $A$  по фронту трещины в образце для испытаний на трехточечный изгиб при различных нагрузках  $P/P_L$ , где  $P_L$  – предельная нагрузка для жесткопластического тела [8]. Коэффициент интенсивности напряжений  $K_J$  масштабирован как

$$\bar{K}_{ep} = \frac{1}{\sigma_0} \sqrt{\frac{JE}{\pi W(1-\nu^2)}}.$$

Для масштабирования коэффициента стеснения деформации использовано его значение для маломасштабного пластического течения  $A_{SSY}(n=5) = 0.380$ . Координата  $z$  вдоль фронта трещины отсчитывается от поверхности образца.

Для определения отношения вязкости разрушения к ее значению при маломасштабном пластическом течении  $K_C/K_{IC}$  по значениям коэффициента стеснения деформации  $A$  применялась зависимость, показанная на рис. 2. Эта зависимость построена по экспериментальным данным, полученным посредством испытаний изгибных образцов с различной глубиной трещины [9, 10].

Как известно, в зависимости от размера образца разрушение может происходить при различных уровнях нагрузки  $P/P_L$ . Поэтому рассмотрим случаи, когда локальное разрушение происходит при всех нагрузках, для которых кривые  $K_J$  и  $A$  приведены на рис. 1. Распределение индекса разрушения  $I_K$  рассчитывается по данным рисунков 1 и 2 для каждого уровня нагрузки. Получаемая в результате кривая распределения  $I_K$  по фронту трещины имеет единичное значение по крайней мере в одной точке, соответствующей локальному разрушению участка фронта трещины.

Изменение индекса разрушения  $I_K$  с ростом нагрузки для упругопластической трещины в изгибном образце показано на рис. 3. Более равномерное распределение индекса разрушения  $I_K$  на значительном участке фронта трещины характерно для малых уровней нагрузки. При повышенных нагрузках наблюдается значительное падение  $I_K$ , которое начинается непосредственно в центральной части фронта трещины. При высоких нагрузках характер изменения индекса разрушения  $I_K$  почти не зависит от нагрузки.

Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 15–08–02872).

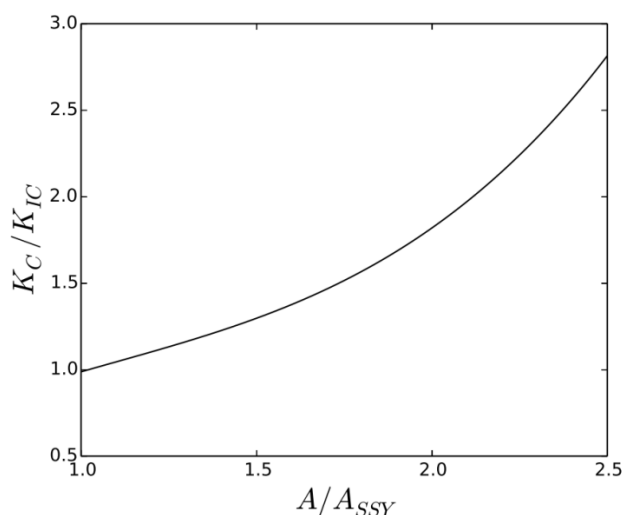


Рис.2. Зависимость вязкости разрушения  $K_C$  от коэффициента стеснения деформации  $A$ .

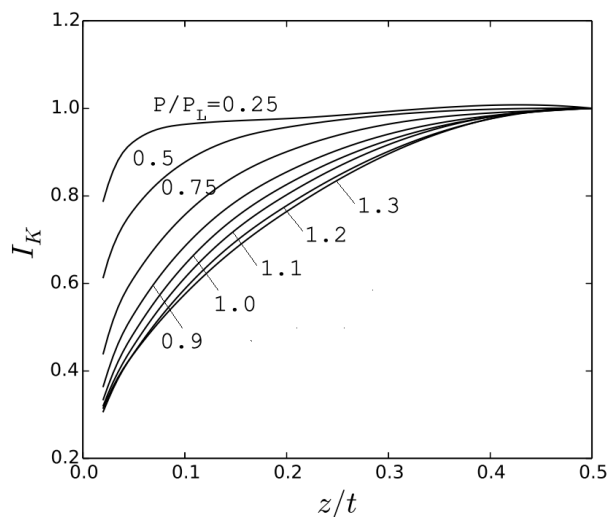


Рис.3. Распределение индекса разрушения  $I_K$  вдоль фронта упругопластической трещины.

## Литература

1. Черепанов Г.П. О распространении трещин в сплошной среде//ПММ.1967.31.С.476-488.
2. Rice J.R. A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks //J. Appl. Mech. ASME. 1968. 35. P. 379-386.
3. Hutchinson J.W. Singular behavior at the end of a tensile crack in a hardening material//J. Mech. Phys. Solids. 1968. 16. P. 13-31.
4. Rice J.R., Rosengren G.F. Plane Strain deformation near a crack tip in a power law hardening material // J. Mech. Phys. Solids. 1968. 16. P. 1-12.
5. Yang S., Chao Y.J., Sutton M.A. Higher-order asymptotic fields in a power-law hardening material// Eng. Fract. Mech. 1993. 45. P. 1-20.
6. Nikishkov G.P. An algorithm and a computer program for the three-term asymptotic expansion of elastic-plastic crack tip stress and displacement fields// Eng. Fract. Mech. 1995. 50. P. 65-83.
7. Nikishkov G.P., Bruckner-Foit A.D. Calculation of the second fracture parameter for finite cracked bodies using a three-term elastic-plastic asymptotic expansion// Eng. Fract. Mech. 1995. 52. P. 685-701.
8. G.P.Nikishkov. Estimate of conservativity of elastic approach to elastic-plastic crack problems using two-parameter J-A fracture criterion// Eng. Fract. Mech. 2015. 138. P. 92-99.
9. G.P. Nikishkov. Prediction of fracture toughness dependence on constraint parameter A using the weakest link model// Eng. Fract. Mech. 2016. 152. P. 193-200.
10. Anderson T.L. Fracture Mechanics: Fundamentals and Applications. CRC Press, Boca Raton. 2005. 640 p.

# СТРУКТУРНАЯ ЦЕЛОСТНОСТЬ АРМИРОВАННЫХ ВОЛОКНАМИ ПЛАСТИКОВ <sup>4</sup>

## FRP STRUCTURE INTEGRITY

А.Н.Полилов – д.т.н, проф. зав.лаб.

Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН

polilovan@mail.ru

**Abstract.** The focuses of this paper is a comparative analysis of developments and trends in the development of various strength theories and fracture mechanics of FRP.

**Key words:** FRP, strength, fracture, structure integrity, fatigue, damage, residual strength.

**Аннотация.** Статья посвящена сравнительному анализу достижений и тенденций развития различных теорий прочности и механики разрушения волокнистых композитов с полимерной матрицей.

**Ключевые слова:** волокнистые композиты, прочность, разрушение, структурная целостность, усталость, накопление повреждений, остаточная прочность

**Введение.** Хотя процессы разрушения едины и взаимосвязаны, но для металлов механику разрушения (failure mechanics) в широком смысле (structure integrity) принято разделять на механику накопления повреждений (damage mechanics), механику роста трещин (fracture mechanics), модели неустойчивого пластического деформирования (general unstable yielding) и запаздывающего разрушения (delayed fracture). В волокнистых композитах (типа углепластиков - CFRP) возникает ещё большее разнообразие моделей, которое определяется наличием различных (и разделенных поверхностью раздела - interface) компонентов и соответствующих механизмов разрушения: растрескивание полимерной матрицы – polymeric matrix cracking, накопление разрывов волокон – fiber rupture (модель пучка – bundle model), расслоение - delamination, расщепление по границе раздела – splitting along weak interface. Многолетние попытки перенесения на композитные авиационные конструкции подходов, развитых для металлов, не приводят к удовлетворительным результатам по созданию методов и норм оценки циклической долговечности. В статье кратко проанализированы три различных подхода к оценке циклической долговечности углепластиков на основе моделей:

- снижения со временем прочностных параметров критериев разрушения;
- роста параметра поврежденности, аналогичного сигналам акустической эмиссии;
- кривых остаточной прочности (в дополнение к кривым Вёлера), позволяющих оценивать накопление повреждений и долговечность при блочном или случайном нагружении, что не удаётся сделать на основе традиционного правила линейного суммирования повреждений.

### **1. Зависимости параметров критериев прочности от истории нагружения**

Под теориями прочности обычно понимают построение предельных поверхностей в пространстве напряжений. Эти теории могут быть чисто феноменологическими (тензорно-полиномиальные критерии типа Малмейстера, Цая-Ву, Хилла, Гольденבלата-Копнова), либо построенными с учетом различных механизмов направленного разрушения композитов (разрыв волокон, расщепление, расслоение). Распространение такого рода критериев на условия длительного или циклического нагружения сводится к экспериментальному обоснованию зависимостей параметров этих критериев от времени или от числа циклов нагружения [1-5].

### **2. Модель накопления повреждений в композитах**

Параметром поврежденности композитов  $\omega$  можно считать любую безразмерную

---

<sup>4</sup> Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 15-08-01472

характеристику поврежденного состояния структуры, меняющуюся (от нуля до единицы) в процессе длительного или усталостного разрушения. Желательно, чтобы этот параметр имел некий физический смысл и мог быть оценен в независимом физическом или механическом эксперименте. Напомним, что мы называем механическими моделями те, в которые входят параметры, принципиально определяемые в механическом макроэксперименте.

К механическим параметрам поврежденности можно отнести:

- относительное снижение модуля упругости с ростом поврежденности, которое можно оценивать по снижению напряжений при фиксированном размахе деформации, по снижению скорости распространения упругой волны или по росту собственной частоты колебаний на испытательных машинах резонансного типа;
- нормированное снижение остаточной прочности;
- рост необратимой деформации;
- отклонение диаграммы деформирования от линейной, *etc.*

Для анализа поврежденных состояний используются различные методы диагностики и неразрушающего контроля (*NDE – Non-Destructive Estimation*), с помощью которых оценивают меру поврежденности с позиций материаловедения и физики твёрдого тела. При этом за параметр поврежденности принимают:

- интегральную энергию сигналов акустической эмиссии (АЭ);
- нормированный максимальный размер поврежденной зоны – зоны расслоения;
- суммарную нормированную длину микротрещин в матрице (в поле зрения микроскопа);
- нормированное число разорванных волокон (в поле зрения микроскопа);
- нормированное число отслоенных волокон (в поле зрения микроскопа); *etc.*

При циклическом нагружении с постоянной амплитудой напряжений за аналог времени можно принять отношение текущего числа циклов  $n$  к циклической долговечности  $N$  для данного режима испытаний:  $\zeta = n/N$ . В начальный момент  $\zeta = 0$ , в момент разрушения  $\zeta = 1$ . Для параметра поврежденности  $\omega$  принимаются аналогичные условия:  $\omega = 0$  при  $\zeta = 0$  и  $\omega = 1$  при  $\zeta = 1$ .

Далее принимается простейшая гипотеза о линейной зависимости скорости роста параметра поврежденности от текущего уровня поврежденности:

$$d\omega / d\zeta = K\omega + k. \quad (1)$$

Уравнение (1) имеет с точностью до константы  $C^*$  решение:  $\omega(\zeta) = C^* \exp K\zeta - k / K$ . Определяя эту константу  $C^* = k / K = (\exp K - 1)^{-1}$  из начальных условий, находим окончательно

$$\omega(\zeta) = \frac{\exp K\zeta - 1}{\exp K - 1}. \quad (2)$$

Если  $K > 0$  согласно (2) происходит вначале медленное, а затем – ускоряющееся накопление повреждений (кривая 3 на рис. 1). При  $K < 0$  – напротив, происходит насыщение (кривая 2 на рис. 1): вначале – быстрое накопление повреждений, а затем – замедленное. При  $K = 0$  уравнение (2) вырождается в правило линейного суммирования: параметр поврежденности  $\omega$  тождественно превращается в нормированное число циклов  $\zeta$ , которое при этом принимают за простейший параметр поврежденности. Кривая 3 на рис. 1 напоминает характер нарастания суммарной энергии акустической эмиссии, что позволяет связать АЭ с накоплением повреждений, а следовательно, использовать анализ АЭ как средство диагностики критических состояний – не только образцов, но и композитных элементов конструкций летательных аппаратов.

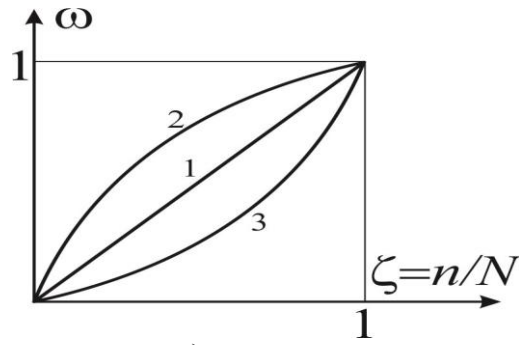


Рис. 1. Варианты роста параметра поврежденности  $\omega$  с ростом нормированного числа циклов  $\zeta$ : 1 —  $K = 0$ ; 2 —  $K < 0$ ; 3 —  $K > 0$

### 3. Использование кривых остаточной прочности для предсказания долговечности при блочном или случайном циклическом нагружении

Линейное суммирование повреждений не даёт возможности учесть влияние на долговечность порядка чередования блоков нагружения. Изложенная ниже модель Сендецкого для подобного учета опирается не только на кривые Вёлера, а на зависимости (3) остаточной прочности от наработки (от прошедшего числа циклов). Экспериментальная процедура при этом существенно усложняется. Вместо «наработки на отказ», т.е. измерения предельного числа циклов, необходимо при данном виде нагружения останавливать на разных этапах испытания серии образцов и определять остаточную прочность при разных наработках. Такая процедура позволяет построить кривые остаточной прочности, показанные на рис. 2.

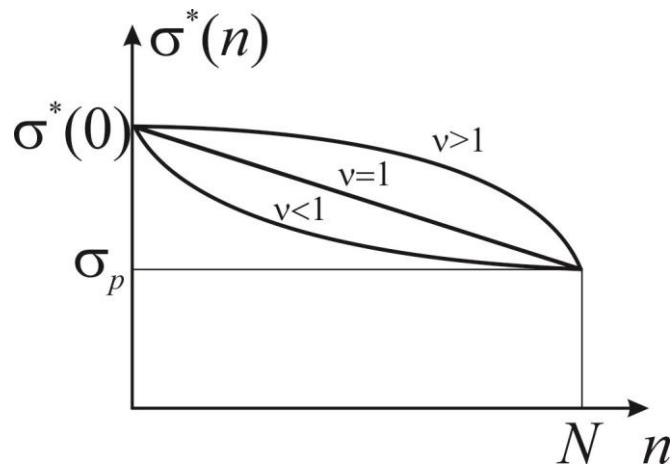


Рис. 2. Разные варианты кривых остаточной прочности  $\sigma^*(n)$  в зависимости от показателя степени  $\nu$  для заданных статической прочности  $\sigma^*(0)$  и уровня приложенных  $\sigma_p$  (пиковых) напряжений.

Представим себе, что в опытах для двух уровней приложенных напряжений найдены две кривые остаточной прочности, которые аппроксимированы двумя выражениями (3):

$$\sigma_i^*(n_i) = \sigma^*(0) - (\sigma^*(0) - \sigma_{ip}) \left( \frac{n_i}{N_i} \right)^{\nu_i}; \quad i = 1, 2, \dots \quad (3)$$

Две кривые остаточной прочности (3) условно показаны на рис. 3 участками:  $AB$  — для высокого уровня напряжений, и  $ACD$  — для более низкого уровня. Статическая прочность для этих двух кривых, естественно, одинаковая, а под пиковым напряжением  $\sigma_p$  понимается наиболее опасное в цикле, которое следует использовать в расчетах. При симметричном цикле для композитов оказывается более опасным наибольшее напряжение сжатия. При отнулевом растяжении — за пиковое напряжение следует принять наибольшее растягивающее напряжение. Для каких-то форм цикла за пиковое принимают размах напряжений. Словом, это понятие введено, чтобы подчеркнуть, что для разных композитов могут быть наиболее

опасны разные виды напряжений в цикле, значения которых и принимаются за пиковые, чтобы затем проводить по ним расчеты.

Введение кривых остаточной прочности позволяет более обоснованно оперировать с параметром поврежденности, и собственно, уровень остаточной прочности определяется накопленными необратимыми повреждениями. Поэтому при смене режимов, при переходе с одной кривой остаточной прочности на другую остаточная прочность сохраняется, так как уровень поврежденности при переходе остаётся прежним.

На рис. 3 проиллюстрирована схема нагружения вначале при высоком уровне напряжения – участок  $AB$ , а затем (после перехода по участку  $BC$ ) при более низком уровне напряжений. Число циклов при первом уровне обозначено  $n_1$ , а при втором, начиная от точки  $C$  -  $n_2$ . Но точка  $D$  на второй кривой определяет согласно (3) полное число циклов второго режима  $n_2 + n_f$ , где  $n_f$  - соответствует поврежденности (остаточной прочности) в т.  $C$  (и  $B$ ).

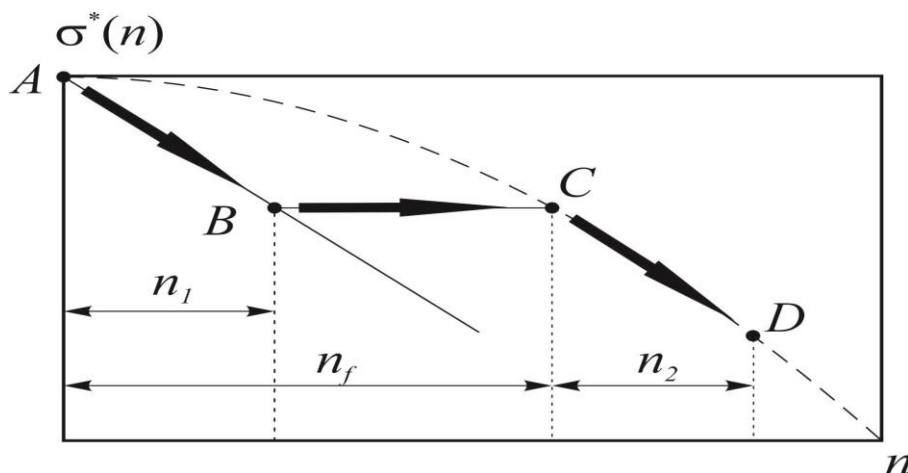


Рис. 3. Схема оценки суммарной долговечности при переходе от большего к меньшему уровню циклических напряжений

Из равенства остаточных прочностей  $\sigma_1^*(n_1) = \sigma_2^*(n_f)$  находим:

$$n_f = N_2 \left[ \frac{\sigma^*(0) - \sigma_1^*(n_1)}{\sigma^*(0) - \sigma_{2p}} \right]^{1/\nu_2} \quad (4)$$

Теперь остаточную прочность после  $n_1$  циклов первого режима и  $n_2$  циклов второго режима следует вычислять по формуле (3) с заменой  $n_2$  на  $n_2 + n_f$ :

$$\sigma_2^*(n_1 + n_2) = \sigma^*(0) - (\sigma^*(0) - \sigma_{2p}) \left( \frac{n_f + n_2}{N_2} \right)^{\nu_2}. \quad (5)$$

Главное преимущество изложенного подхода состоит в том, что он позволяет учесть влияние последовательности перехода от блока одного уровня к блоку другого уровня. Если провести анализ для перехода из т.  $C$  к т.  $B$  на рис. 4, окончательный результат будет отличаться от (5). На рис. 4 показана простейшая иллюстрация перехода от большего уровня напряжений к меньшему ( $a$ ) при  $n_1 / N_1 = 0,5$  и от меньшего к большему ( $b$ ) при  $n_2 / N_2 = 0,5$ . Во втором случае суммарное критическое число циклов значительно меньше, что согласуется с известными данными по длительной прочности.



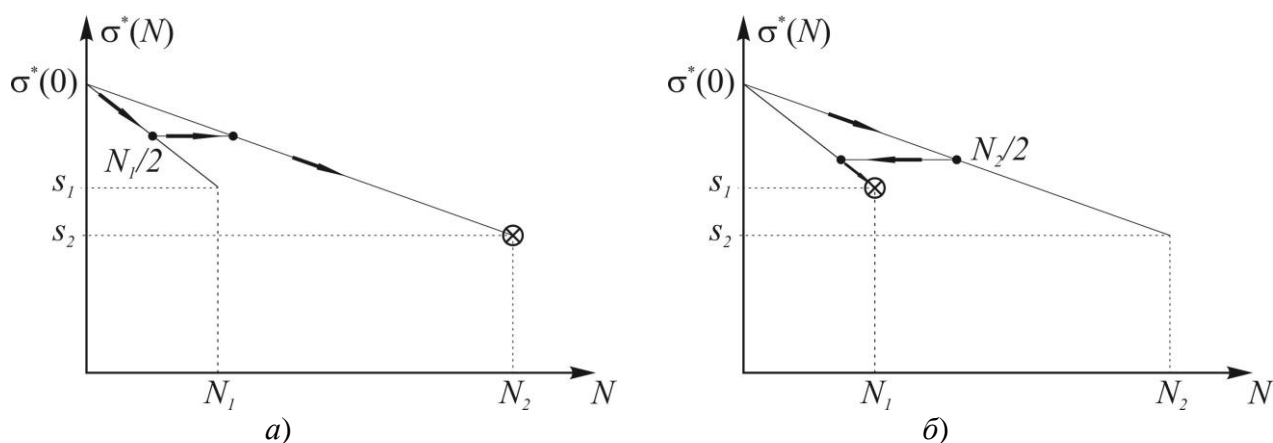


Рис. 4. Иллюстрация различия в суммарном числе циклов при переходе от более высокого уровня напряжений к более низкому (а), и наоборот (б), после наработки до половины от соответствующей долговечности

Эта процедура может быть распространена на любое число блоков и на любую их последовательность. По сути, компьютер может моделировать любой спектр нагружения, разбивая его на необходимое число блоков, в которых диапазон изменения амплитуд определяется требуемой точностью.

### Список литературы

1. Полилов А.Н., Татусь Н.А. Критерии прочности полимерных волокнистых композитов, описывающие некоторые экспериментально наблюдаемые эффекты// Проблемы машиностроения и автоматизации, 2008. № 3.- С. 103 - 110.
2. Полилов А.Н., Татусь Н.А. Экспериментальное обоснование критериев прочности волокнистых композитов, проявляющих направленный характер разрушения// Вестник ПНИПУ (Пермский национальный исследовательский политехнический университет). «Механика», 2012. № 2.- С. 140 - 166.
3. Полилов А.Н. Этюды по механике композитов. М.: Изд-во «Наука», ФИЗМАТЛИТ, 2015.- 320 с.
4. Работнов Ю.Н., Когаев В.П., Полилов А.Н., Стрекалов В.Б., Думанский А.М. Усталостная прочность однонаправленных углепластиков при растяжении под углом к направлению армирования//Механика композитных мат-лов, 1985. №1. С.44- 47.
5. Polilov A.N., Tatous N.A. Some new strength criteria for FRP test methods substantiation// Proc. Int. Conf. Exp. Mech., ICEM 13, Greece, 2007. - P. 121-122.

**СОПОСТАВЛЕНИЕ РАЗЛИЧНЫХ ПОДХОДОВ К ОЦЕНКЕ  
ЖИВУЧЕСТИ ТЕХНИЧЕСКИХ СИСТЕМ**  
*COMPARISON OF DIFFERENT APPROACHES TO ASSESSMENT OF  
TECHNICAL SYSTEMS ROBUSTNESS*

Д.О.Резников –к.т.н., В.В.Зацаринный –к.т.н.

Институт машиноведения РАН

email: [mibsts@mail.ru](mailto:mibsts@mail.ru)

**Abstract.** The paper addresses different approaches to conducting quantitative assessment of technical system robustness. These include deterministic and probabilistic approaches as well as risk-based approaches and approaches based on structural performance assessment.

**Key words:** robustness, damage tolerance, strength, damage, failure

**Аннотация.** В докладе проанализированы основные подходы к проведению количественной оценки живучести технических систем, в том числе, основанные детерминистических и вероятностных оценках прочности, а также интегральных подходах, базирующихся на проведении риск-анализа системы и на оценке ее ключевых функциональных показателей в поврежденном состоянии.

**Ключевые слова:** живучесть, прочность, повреждение, разрушение

Безопасность технических систем в значительной степени определяется их конструкционной прочностью и способностью сохранять структурную целостность при различных режимах нагружения. Традиционные методы проектирования технических систем предполагают расчет реакции элементов систем на проектные воздействия, которые определяются, исходя из нормальных условий эксплуатации. Ввиду высокого уровня вариативности основных механических свойств конструкционных материалов и действующих нагрузок оценка конструкционной прочности и структурной целостности системы должна быть вероятностной. В связи с этим вводится понятие прочностной надежности системы  $Re_{sys}$ , под которой понимается вероятность ее неразрушения под действием расчетных режимов эксплуатационного нагружения [1].

При оценках прочностной надежности, как правило, не учитываются запроектные воздействия на систему (нерасчетные режимы нагружения, ошибки операторов, экстремальные условия внешней среды), которые также вызывают локальные повреждения, способные инициировать разрушения системы в целом. С этим связано то, что фактическая вероятность отказов сложных систем  $P_F^\phi$ , оказывается на порядок выше, чем ее расчетные оценки  $P_F^R$ , получаемые методами теории надежности:  $P_F^\phi \sim 10P_F^R$  [2]. В связи с тем, что при расчетах прочностной надежности из рассмотрения выводятся запроектные воздействия и не исследуется реакция системы на них, оценка прочностной надежности системы должна быть дополнена оценкой ее живучести, в рамках которой детально рассматривается реакция системы на запроектными воздействия и вызываемые ими локальные повреждения.

В общем случае под живучестью технической системы понимается ее свойство сохранять в течение определенного промежутка времени работоспособность после возникновения в ней дефектов и повреждений различной природы. Источниками живучести являются: физико-механические свойства конструкционных материалов, позволяющие системе сопротивляться деформированию и разрушению; заложенные в систему запасы прочности; наличие структурной избыточности и резервирования элементов. Ключевым аспектом живучести поврежденной системы является ее способность сохранять остаточную прочность и структурную целостность [3-5].

Понятие живучести системы является центральным при рассмотрении ее поведения после того как в ней возникают локальные повреждения. Системы, обладающие большой живучестью, разрушаются постепенно, сохраняя при этом ограниченную работоспособность. Системы с малой живучестью разрушаются резко и катастрофически, что сопровождается значительными вторичными и каскадными разрушениями, которые являются

несоразмерными (непропорциональными) иницирующим воздействиям, и вызванными ими повреждениями.

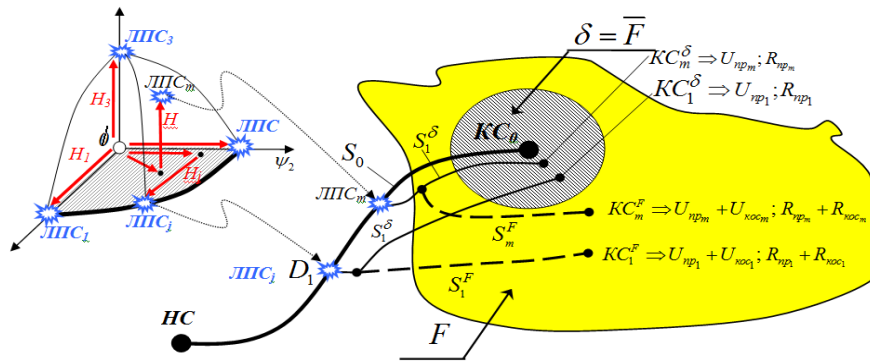


Рис. 1. Сценарный граф системы.

$F$  - область разрушения,  $\bar{F}$  - область штатного функционирования

Наиболее полной характеристикой живучести системы является ее сценарный граф (рис.1), а точнее говоря, часть сценарного графа, которая описывает события, происходящие после возникновения локальных повреждений, и характеризует реакцию системы на запроектные воздействия.

Функционирование технической системы может, как правило, быть представлено в виде траектории  $S_0$  в пространстве состояний, называемой сценарием успеха, призванным обеспечить переход из исходного состояния  $HC$  в заданное конечное состояние  $KC_0$ . В ходе работы системы ее отдельные элементы, испытывая проектные и запроектные режимы нагружения могут достигать предельные состояния  $ЛПС_i$  ( $i = 1, 2, \dots, n$ ), каждое из которых способно инициировать последовательность неблагоприятных событий, составляющих сценарий разрушения. Подобные сценарии представляют собой процессы, реализующиеся в два этапа и на двух масштабных уровнях:

Этап 1. Накопление повреждений отдельных элементов системы и достижение предельных состояний(локальных повреждений) отдельных элементов(локальный уровень)

Этап 2. Эскалация аварии, после отказа/разрушения отдельного элемента(ов) системы, когда вслед за выходом из строя отдельных элементов происходит перераспределение нагрузок и изменение напряженно деформированного состояния системы и запускается последовательность отказов других элементов при возрастающих нагрузках и, следовательно, вероятностях разрушения продолжающих работать элементов (макроуровень – эскалация катастрофы).

В качестве определяющих параметров, характеризующих живучесть как свойство технической системы сохранять работоспособное состояние при отказе одного или нескольких ее элементов, могут быть использованы индикаторы прочности, структурной целостности, жесткости, надежности и риска [4]. До настоящего времени не разработана унифицированная методология, позволяющая с единых позиций производить оценку живучести технических систем и нормативные показатели, которые должны обеспечиваться при проектировании. Однако были сформированы четыре основных подхода к решению задачи, в рамках которых были предложены соответствующие показатели живучести.

**1) Детерминистический подход.** В рамках этого подхода используются показатели, формирующиеся на основе сопоставлении различных (силовых, жесткостных, энергетических) детерминированных параметров системы в неповрежденном и поврежденном состояниях. В частности, живучесть может оцениваться исходя из силового критерия как отношение разрушающих нагрузок поврежденной и неповрежденной системы [6]:  $G_L = L_{CD} / L_{C\bar{D}}$ .

В более общей постановке, учитывающей множественность возможных повреждений ( $D_1, D_2, \dots, D_n$ ), показатель живучести может быть определен как минимум отношения нагрузки  $L_{F|D_i}$ , необходимой для разрушения системы, в случае если система уже

предварительно получила повреждение элемента  $i$ , к величине нагрузки  $L_{F|\bar{D}}$ , необходимой для разрушения неповрежденной системы:  $G_L = \min_i \left( L_{F|D_i} / L_{F|\bar{D}} \right)$ . Конструкция считается живучей при  $G_L \rightarrow 1$ . В рамках детерминистического подхода также были предложены другие подобные показатели живучести, основанные на сравнении матриц жесткости неповрежденной и поврежденной системы. Принципиальный недостаток детерминистического подхода к оценке живучести заключается в неучете стохастической природы механических свойств материалов и внешних нагрузок.

**2) Вероятностный подход.** В рамках этого подхода используются показатели, основанные на соотношении вероятностей разрушения неповрежденной и поврежденной системы [6]:

$G_N = P(F|\bar{D})/P(F|D)$ . Если  $P(F|\bar{D}) = P(F|D)$ , то система абсолютно живучая ( $G = 1$ ). Если  $P(F|\bar{D}) \ll P(F|D)$ , то  $D \rightarrow 0$  и система абсолютно неживучая.

Если в системе виз возможны  $D_1, D_2, \dots, D_n$  локальных повреждений, то показатель живучести быть записан в виде:  $G_p = \min_{i=1, \dots, n} P(F|\bar{D})/P(F|D_i)$ .

**3) Интегральный подход, оценивающий изменение функциональной характеристики системы при варьировании степени ее повреждения от  $D=0$  (неповрежденная система) до  $D=1$  (полное разрушение системы).** При этом в качестве интегрального показателя живучести используется площадь под кривой функциональной характеристики  $f(D)$ , где  $D$  - степень повреждения системы [6]:  $G_I = \int_{D=0}^{D=1} f(D)dD$  (рис.2).

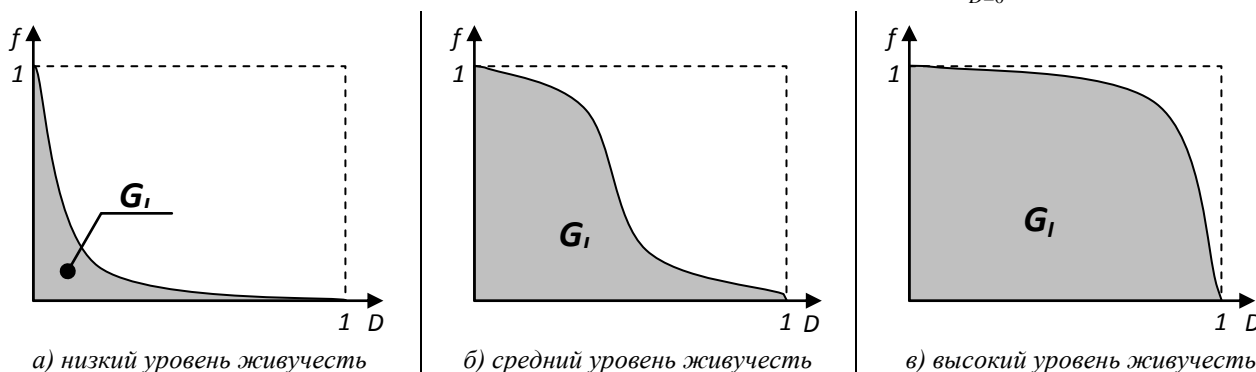


Рис.2. Вид функциональной характеристики системы при различном уровне живучести

В качестве  $f(D)$  могут использоваться различные характеристики, применявшиеся в детерминистическом и вероятностном подходах. Например, ею может стать отношение разрушающих нагрузок поврежденной и неповрежденной системы  $f(D) = L_c(D=d) / L_c(D=0)$ . При этом показатель живучести  $G_I$  становится интегральной характеристикой несущей способности поврежденной системы. С другой стороны в качестве функциональной характеристики системы при различной степени ее повреждения может использоваться отношение вероятности разрушения неповрежденной и поврежденной системы  $f(D) = P_F(D=0) / P_F(D=d)$ . В этом случае показатель живучести  $G_I$  становится интегральной характеристикой вероятности разрушения системы при различных степенях ее повреждения.

**4) Подход, базирующийся на проведении риск-анализа конструкций [3,7,8].** Наиболее полно многовариантность возможных локальных повреждений и сценариев разрушения системы может быть учтена с помощью показателя живучести, базирующегося на концепции риска. При этом должны быть разграничены: (а) первичные (прямые) ущербы  $U_{np}$  и риски  $R_{np}$ , которые непосредственно связаны с локальными повреждениями элементов системы в результате экстремальных иницирующих воздействий; (б) вторичные

(каскадные, косвенные)  $U_{кос}$  и риски  $R_{кос}$ , которые возникают в случае реализации сценария аварии и обусловлены разрушением системы в целом.

$$\text{Тогда показатель живучести может иметь вид: } G_R = \frac{\sum_{i=1}^m R_{np_i}}{\left( \sum_{i=1}^m R_{np_i} + \sum_{j=1}^n R_{кос_j} \right)}$$

где  $m$  - количество сценариев, в которых имеют место прямые ущербы и риски, обусловленные локальными повреждениями системы (т.е. общее количество сценариев),  $n$  - количество сценариев, в которых имеют место косвенные ущербы и риски, связанные с разрушением системы в целом.

Эта величина также варьируется в интервале от 0 до 1. Система является живучей, в тех случаях, когда косвенные риски не вносят существенный вклад в общесистемный риск  $R_S = R_{np} + R_{кос}$ . Иначе говоря, для живучих систем ( $G_R \rightarrow 1$ ) - прямые риски значительно превышают косвенные ( $R_{np} \gg R_{кос}$ ). Напротив, у системы с низкой живучестью ( $G_R \rightarrow 0$ ) прямые ущербы и риски малы по сравнению с косвенными ( $R_{np} \ll R_{кос}$ ).

Показатель  $G_R$  характеризует живучесть технической системы как ее способность снижать риск непропорционального/катастрофического разрушения в случае если она получит локальное повреждение. Этот показатель является наиболее полным с точки зрения учета вероятности реализации различных сценариев разрушения системы и их критичности. Однако он требует учета достаточно большого объема априорной информации, которая может отсутствовать на этапе проектирования системы.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (Грант № 16-29-09575).*

## Литература

1. Махутов Н.А., Резников Д.О. Использование сценарного анализа для оценки прочностной надежности сложных технических систем//Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. № 1. С. 4-13.
2. Махутов Н.А., Резников Д.О. Учет угроз, связанных с человеческим фактором, при оценке защищенности опасных производственных объектов//Безопасность труда в промышленности. 2015. № 1. С. 60-67.
3. Махутов Н.А., Петров В.П., Резников Д.О. Оценка живучести сложных технических систем//Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2009. № 3. С. 47-66.
4. Буров А.Е. Оценка живучести конструкции крепления крышки гидротурбины в аварийной ситуации//Вестник Сибирского государственного аэрокосмического университета. №4, 2012, с.10-14
5. Лепихин А.М., Москвичев В.В., Доронин С.В. Надежность, живучесть и безопасность сложных технических систем. Вычислительные технологии Том 14, № 6, 2009
6. Cavaco E., Casas J.R., Neves L., Huespe, A. Robustness of corroded reinforced concrete structures – a structural performance approach. Structure and Infrastructure Engineering. 2013.9(1): pp.42–58.
7. Baker J, Faber M. On the assessment of robustness // J. Structural Safety 2007. Vol. 30. P. 253–267.
8. Махутов Н.А., Петров В.П., Резников Д.О., Куксова В.И. Идентификация определяющих параметров угроз, уязвимости и защищенности критически важных объектов по отношению к превалирующим угрозам природного техногенного и террористического характера//Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций. 2008. № 2. С. 34-41.

## ЛОКАЛЬНЫЕ ПОВРЕЖДЕНИЯ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ ЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

### *LOCAL DAMAGE OF STRUCTURAL MATERIALS UNDER CYCLIC LOADING*

**А.Н.Романов** - д.т.н, проф., **Н.И.Филимонова** – н.с.  
Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН  
[alrom37@mail.ru](mailto:alrom37@mail.ru)

**Abstract.** Is considered the local deformation heterogeneity associated with the structural heterogeneity, under cyclic elastic-plastic deformation. The connection of structural and deformational heterogeneity. This description of limit States: the formation of microcracks that lead to the process of distributed cracking.

**Key words:** structural heterogeneity and deformation, cyclic loading, microdamages.

**Аннотация.** Рассматривается деформационная локальная неоднородность, связанная со структурной неоднородностью, при циклическом упругопластическом деформировании. Установлена связь структурной и деформационной неоднородности. Дано описание предельных состояний: образование микротрещин, обуславливающих процесс рассредоточенного трещинообразования.

**Ключевые слова:** структурная и деформационная неоднородность, циклическое нагружение, микроповреждения.

При моделировании процессов статического и циклического деформирования поликристаллических конструкционных материалов на основе подходов и методов механики деформируемого твердого тела необходимо учитывать особенности деформационных процессов и их кинетику с ростом числа циклов нагружения. Эти особенности связаны с неоднородностью развития деформаций [1] в локальных зонах материала, обусловленных структурной неоднородностью. В результате окончательному разрушению материала (образованию и развитию магистральной трещины) предшествует рассредоточенное трещинообразование.

Как показали опыты, уже после первых циклов нагружения, в особенности в зоне концентрации, появляются полосы скольжения (рис.1).

Если соседние зерна имеют близкую ориентацию, то полосы скольжения легко переходят из одного зерна в другое.

При незначительной разориентировке зерен А и Б (рис.1) полосы скольжения в них лишь незначительно изменяют свое направление при переходе из одного зерна в другое. Из-за достаточно большой степени разориентировки соседних зерен образовавшиеся в них полосы скольжения не переходят из зерна В в А и Б (рис.1).

Увеличение продолжительности испытания вызывает появление в некоторых зернах второй системы скольжения. При этом продолжают появляться полосы скольжения в зернах, ранее не деформированных. Дальнейшее нагружение сопровождается образованием в большинстве зерен развитой системы полос скольжения (рис.2).

Как следует из рис.2, полосы скольжения в отдельных зернах образуются неравномерно: одни участки зерен деформируются больше, другие – меньше.

Развитие деформационных процессов и связанных с ними процессов накопления повреждений при циклическом нагружении в интервале температур внутризеренного (транскристаллитного) разрушения приводит к образованию трещин, распространяющихся по телу зерен. С увеличением температуры испытания активизируются деформационные процессы на границах и в приграничных участках зерен (рис.3). При этом могут развиваться

экструзионно-интрузионные процессы (рис.4), а также процессы собирательной рекристаллизации и полигонизации [1].

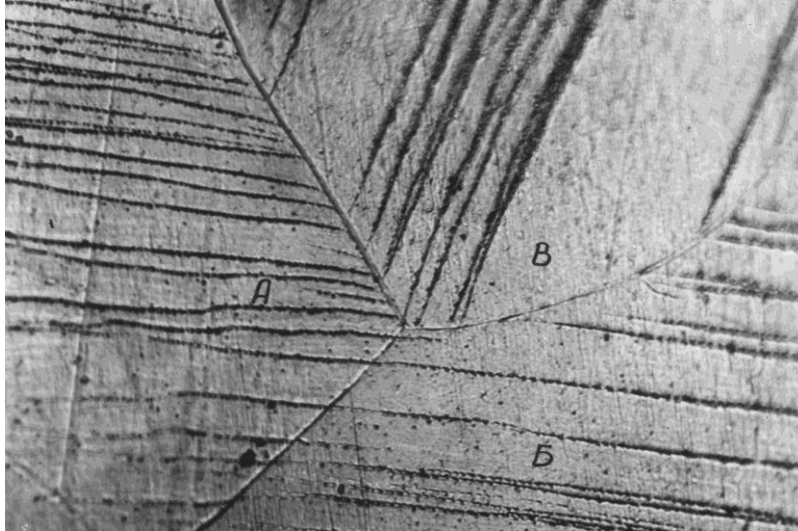


Рис.1. Переход полос скольжения из одного зерна в другое в образце технического железа после  $2,1 \cdot 10^6$  циклов нагружения при  $400^{\circ}\text{C}$  ( $\times 1200$ ).

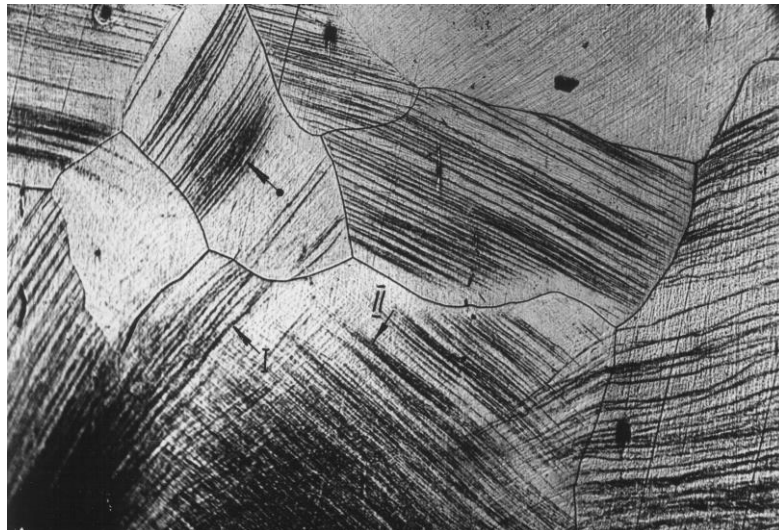


Рис.2. Развитие процессов деформации на поверхности образца технического железа, испытанного на усталость при  $400^{\circ}\text{C}$  после  $3,76 \cdot 10^6$  циклов ( $\times 500$ ).

В связи со структурной неоднородностью активизация деформационных процессов и мироповреждений происходит в локальных зонах испытываемого материала (рис.5).

Структурная неоднородность материала, обуславливающая деформационную неоднородность, может быть оценена измерением микротвердости материала в исходном состоянии.

Деформационная и структурная неоднородность оцениваются коэффициентами неоднородности.

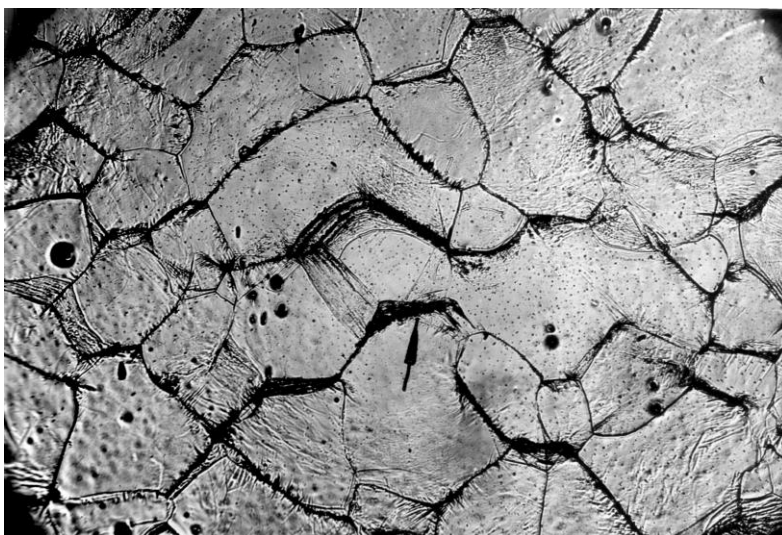


Рис.3. Микрофотографии, полученные с образца технического железа после  $4,5 \cdot 10^3$  циклов нагружения при  $800^{\circ}\text{C}$  (x250).

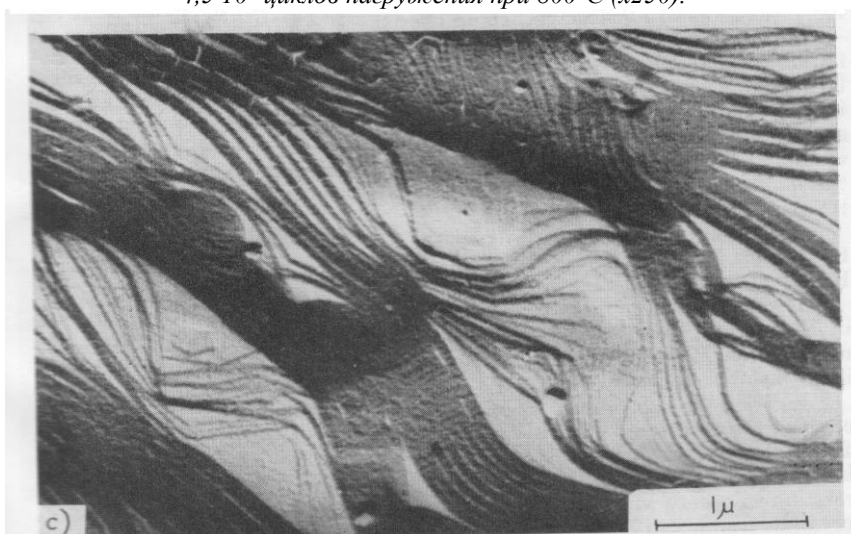


Рис. 4. Характер образования и развития экструзионно-интрузионных процессов в железе при циклическом нагружении.

Статистическое распределение локальных деформаций для испытанных материалов подчиняется нормальному закону распределения (рис.6).

С ростом числа циклов нагружения неоднородность деформаций сохраняется с локализацией повреждений в этих участках, предельное состояние (образование микротрещин) в которых может быть описана деформационно-кинетическим критерием с введением в него коэффициентов неоднородности, которые с в свою очередь могут быть определены по параметрам структурной неоднородности:

$$\int_0^{N_p} \frac{(K_{\mu\varepsilon_p} \varepsilon_{pk})^2}{\varepsilon^2} dN + \int_0^{N_p} \frac{K_{\mu\varepsilon_p} \varepsilon_k}{\varepsilon} dN = 1,$$

где  $K_{\mu\varepsilon}$  и  $K_{\mu\varepsilon_p}$  - коэффициенты неоднородности циклической и односторонне накопленной деформаций.



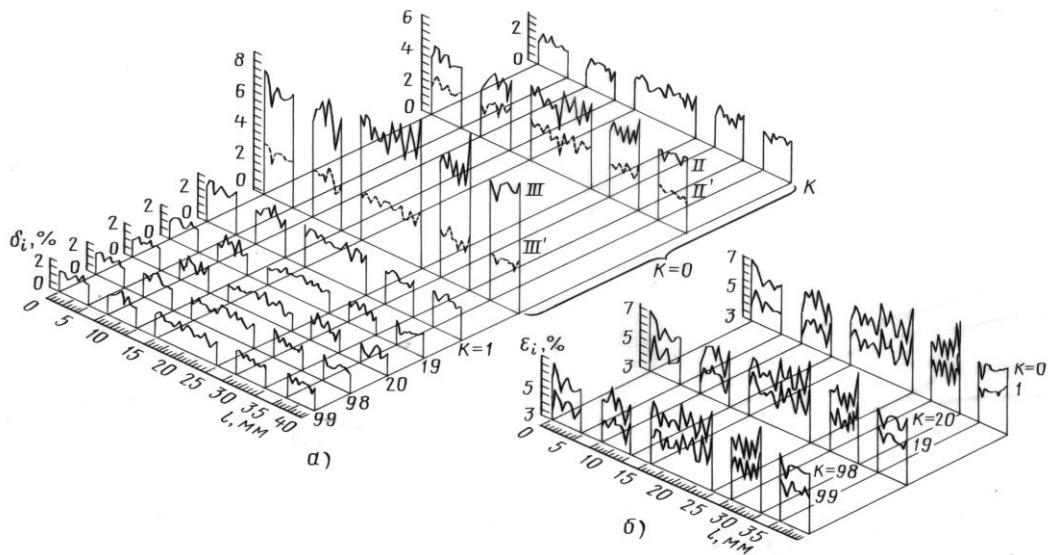


Рис.5. Неоднородность развития циклических (а) и односторонне накопленных (б) пластических деформаций в стали X18H10T

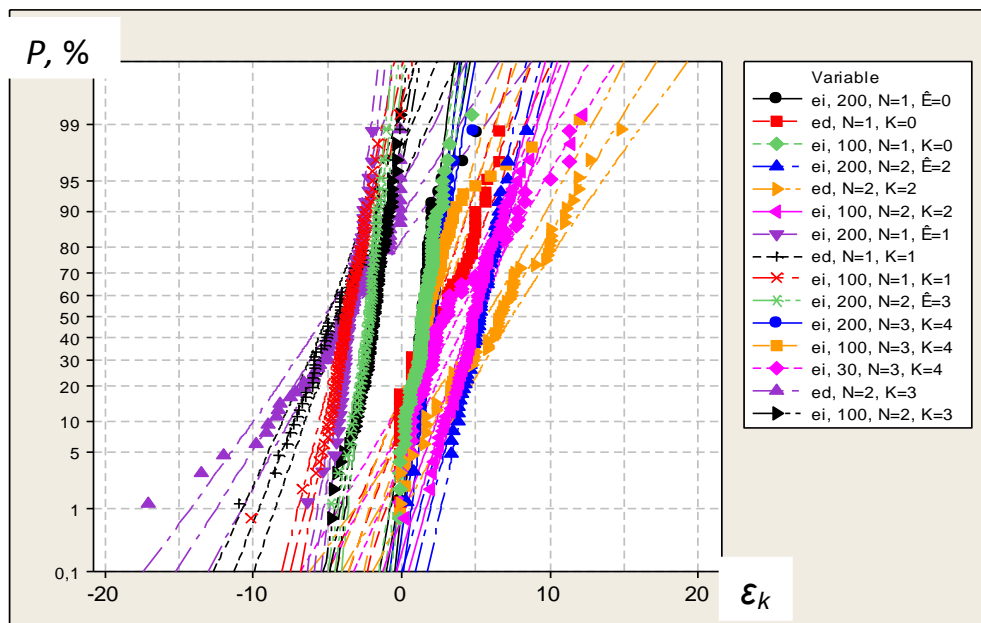


Рис.6. Статистическое распределение деформаций на базах 30 мкм, 100 мкм и 200 мкм стали ТС в полуциклах растяжения и сжатия первого и второго циклов и полуцикле растяжения третьего цикла

## Литература

1. Романов А.Н., Филимонова Н.И. Рассредоточенное трещинообразование в конструкционных материалах при циклическом нагружении в связи с их структурной неоднородностью. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2012, №5, с.30-40.

# КРИВЫЕ ПОЛЗУЧЕСТИ И ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ НЕЛИНЕЙНОЙ МОДЕЛИ ВЯЗКОУПРУГОПЛАСТИЧНОСТИ ТИПА МАКСВЕЛЛА

## *CREEP CURVES AND LONG-TERM STRENGTH CURVE GENERATED BY THE NONLINEAR MAXWELL-TYPE MODEL FOR VISCOELASTOPLASTIC MATERIALS*

A.V. KHOKHLOV

А.В. Хохлов – к.т.н., с.н.с

Институт механики МГУ, Москва

andrey-khokhlov@ya.ru

**Abstract.** The nonlinear Maxwell-type constitutive equation with two arbitrary material functions is formulated for viscoelastoplastic materials and analyzed. General qualitative properties of the theoretic creep curves and long-term strength curve produced by the model in uniaxial case are studied analytically under minimal primary restrictions on material functions to reveal capabilities of the model.

**Keywords:** viscoelastoplasticity, rate sensitivity, theoretic creep curves, secondary creep, failure criteria, long-term strength, superplasticity

**Аннотация.** Исследуется нелинейное определяющее соотношение типа Максвелла с двумя произвольными материальными функциями для вязкоупругопластичных материалов с целью выявления его возможностей и области применимости. При минимальных первичных ограничениях на материальные функции аналитически изучены общие свойства порождённых им кривых ползучести и длительной прочности.

**Ключевые слова:** вязкоупругопластичность, скоростная чувствительность, кривые ползучести, критерии разрушения, длительная прочность, сверхпластичность

Будем рассматривать изотермические одномерные процессы, характеризуемые в точке тела историей напряжения  $\sigma(t)$  и (логарифмической) деформации  $\varepsilon(t)$ ,  $t > 0$ . Связь между процессами  $\sigma(t)$  и  $\varepsilon(t)$  зададим по аналогии с реологической моделью Максвелла, т.е. постулируем, что деформация разлагается в сумму упругой и вязкопластической компонент, каждая из которых зависит от (безразмерного) напряжения, но нелинейно:

$$\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_v, \quad \varepsilon_e = F(\sigma) / E, \quad \dot{\varepsilon}_v = V(\sigma) / \eta \quad (1)$$

Определяющее соотношение (ОС) (1) можно записать в виде

$$\varepsilon(t) = E^{-1} F(\sigma(t)) + \eta^{-1} \int_0^t V(\sigma(\tau)) d\tau, \quad \text{или} \quad \dot{\varepsilon} = E^{-1} F'(\sigma) \dot{\sigma} + \eta^{-1} V(\sigma) \quad (2)$$

ОС (1) содержит две материальные функции (МФ):  $F(x)$ ,  $V(x)$ ,  $x \in (\omega_-, \omega_+)$ ,  $\omega_- < 0$ ,  $\omega_+ > 0$  (возможны случаи  $\omega_- = -\infty$ ,  $\omega_+ = +\infty$ ) и две постоянные: «модуль упругости»  $E > 0$  и коэффициент вязкости  $\eta > 0$ . Параметры  $E$  и  $\eta$  выделены из МФ  $F$  и  $V$  для удобства сопоставления с линейной моделью Максвелла (получающейся при  $V(x) = F(x) = x$ ) и учёта влияния температуры в форме  $E = E(T)$ ,  $\eta = \eta(T)$  [1-3]. Если  $\omega_+$  и  $\omega_-$  конечны, они могут быть интерпретированы как пределы прочности при растяжении и сжатии. Процесс  $\sigma(t)$ ,  $t \geq 0$ , предполагается кусочно-непрерывным и кусочно-гладким (при  $t < 0$  считаем, что  $\sigma = 0$ ). Обезразмеривание напряжения можно производить делением на  $cE$  или на характерное напряжение материала (пределы упругости, ползучести, текучести, прочности и т.п.). Безразмерное время вводится делением на характерное время, например, на время релаксации линейной модели Максвелла  $\tau_r = \eta / E$  (при фиксированном значении температуры).

МФ  $F(x)$  определяет упругую деформацию  $\varepsilon_e(\sigma)$ . Поэтому минимальные первичные ограничения на  $F(x)$  (естественные с точки зрения феноменологии и минимальные математические [1]) таковы:  $F(x)$ ,  $x \in (\omega_-, \omega_+)$ , – непрерывная кусочно-гладкая строго возрастающая функция с  $F(0) = 0$  (тогда  $\text{sgn } F(x) = \text{sgn } x$ ). Последние два условия обеспечивают совпадение знаков  $\varepsilon_e(\sigma)$  и  $\sigma$  и соблюдение условия  $\varepsilon_e(0) = 0$ . Из возрастания  $F$  следует возрастание  $\varepsilon_e(\sigma)$  и существование обратной функции  $f = F^{-1}$ .

Функция вязкости  $V(x)/\eta$  в ОС (1) регулирует чувствительность напряжения к скорости деформации, наследственные свойства, скорость диссипации, ползучести и накопления пластической деформации [1-3]. Чем больше  $|V(\sigma)|/\eta$ , тем меньше вязкое сопротивление (больше  $|\dot{\varepsilon}_v|$  и  $|\dot{\varepsilon}|$  при том же  $\sigma$ ) и тем ближе поведение моделируемого материала к поведению жидкости. Первичные ограничения на МФ  $V$  таковы [1]:  $V(x)$ ,  $x \in (\omega_-, \omega_+)$ , – непрерывная (нестрого) возрастающая функция,  $V(0) = 0$  (тогда  $V(x)x \geq 0$ ). Исследование кривых релаксации, ползучести и деформирования, порождённых ОС (1), показывает [1-3], что следует рассматривать два основных случая, в которых ОС (1) (моделируемый материал) ведёт себя по-разному: 1)  $|V(x)| > 0$  при  $x \neq 0$ , 2)  $V(x) \equiv 0$  на некотором отрезке  $[\sigma_-, \sigma_+] \subset (\omega_-, \omega_+)$ ,  $\sigma_- \leq 0$ ,  $\sigma_+ \geq 0$ ,  $\sigma_+ \neq \sigma_-$ . Во втором случае при  $\sigma \in [\sigma_-, \sigma_+]$  ОС(1) моделирует упругое поведение материала,  $\sigma_-$ ,  $\sigma_+$  – пределы упругости материала при сжатии и растяжении (и пороги ползучести), а при  $\sigma > \sigma_+$  или  $\sigma < \sigma_-$  начинают проявляться диссипативные и вязкопластические свойства [3].

Для материалов с одинаковым поведением при растяжении и сжатии обе МФ должны быть нечётными. Если материалы при растяжении и сжатии ведут себя не одинаково (это может проявляться только при ползучести [4,5], хотя мгновенные модули одинаковы, – например, у титановых и алюминиевых сплавов), нужно «склеивать» МФ из двух ветвей на  $(0, \omega_+)$  и  $(\omega_-, 0)$ .

Нелинейное ОС (2) нацелено на описание комплекса основных реологических эффектов, типичных для материалов, обладающих наследственностью и высокой чувствительностью к скорости деформирования (например, таких, как полимеры, их расплавы и растворы, композиты, твёрдое топливо, асфальтобетон, титановые и алюминиевые сплавы, углеродные и керамические материалы при высоких температурах и др.), материалов, имеющих выраженную стадию установившейся ползучести, «площадку текучести» на диаграмме деформирования и предел текучести, зависящий от скорости деформирования, материалов, проявляющих (в определённых состояниях и при определённых режимах деформирования) свойства как твёрдого тела, так и жидкости. В частности, ОС (2) (и его модификации) могут быть полезны для моделирования материалов, находящихся в режимах сверхпластического деформирования [1]

Воз

можность применения модели (2) к неизотермическим процессам в данной работе не обсуждается. Так же как и распространение одномерного ОС (2) на трёхмерный случай. Формальный перенос можно осуществить стандартным способом – путём постулирования пропорциональности девиаторов тензоров напряжений и скоростей деформации и связи вида (2) между их вторыми инвариантами. Цель данной работы (как и [1-3]) – исследовать в общем виде (для произвольных МФ  $F, V$ ) свойства теоретических квазистатических кривых (ползучести, релаксации, ступенчатой ползучести, деформирования при постоянных и кусочно-постоянных скоростях нагружения и деформирования и др.), порождаемых ОС (2) в одномерном случае, и сравнить их с типовыми свойствами экспериментальных кривых широкого класса вязкоупругопластических материалов. Подобный качественный анализ позволит выяснить, какие одноосные реологические эффекты ОС (2) способно (или нет) моделировать, выявить индикаторы его (не)применимости и необходимые

феноменологические ограничения на МФ для обеспечения адекватного описания типичных экспериментальных кривых и основных термомеханических эффектов. Результаты такого анализа, обзор литературы и родственных моделей приведены в [1-3].

При  $\sigma(t) = \bar{\sigma} = const, t > 0$ , из (2) получается уравнение кривых ползучести:

$$\varepsilon(t, \bar{\sigma}) = \eta^{-1} V(\bar{\sigma}) t + \varepsilon(0, \bar{\sigma}), \quad \varepsilon(0, \bar{\sigma}) = F(\bar{\sigma}) / E, \quad (3)$$

Если  $V(x) \equiv 0$  на некотором отрезке  $[\sigma_-, \sigma_+]$ ,  $\sigma_- < 0$ ,  $\sigma_+ > 0$ , то при  $\sigma \in [\sigma_-, \sigma_+]$  (2) моделирует упругое поведение материала и при  $\bar{\sigma} \in [\sigma_-, \sigma_+]$  ползучесть отсутствует (пределы упругости на сжатие и растяжение совпадают с пределами ползучести).

Если  $V(\bar{\sigma}) \neq 0$ , то все кривые ползучести линейны по времени при  $t > 0$ , т.е. при любых МФ ОС (2) моделирует только ползучесть с постоянной скоростью (как и линейная модель Максвелла), ОС (2) не способно описывать стадии замедленной и ускоренной ползучести, а также – ограниченную ползучесть (свойственную, например, многим полимерам). Т.к.  $V(\bar{\sigma}) > 0$  при  $\bar{\sigma} > 0$  и возрастает, то кривая ползучести (3) возрастает по  $t$  (при  $\bar{\sigma} > 0$ ) и по  $\bar{\sigma}$ , что совпадает с типичными качественными свойствами экспериментальных кривых ползучести структурно стабильных материалов. Выраженная стадия установившейся ползучести характерна для многих пластичных металлов, полимеров в вязкотекучем состоянии и для материалов в состоянии сверхпластичности.

В силу (3) зависимость скорости установившейся ползучести от напряжения полностью определяется функцией  $V(x)/\eta$ :  $\dot{\varepsilon}(t) = V(\bar{\sigma})/\eta$ . МФ  $V(x)$  можно, в принципе, найти по произвольной экспериментальной зависимости  $\dot{\varepsilon} = v(\bar{\sigma})$  или по выбранной её аппроксимации (степенной, экспоненциальной, дробно-линейной и т.п.).

Для моделирования и прогнозирования длительной прочности материалов к выбранному (построенному) определяющему соотношению необходимо добавить критерий разрушения (КР), задающий момент разрушения по достижению критических значений некоторых мер поврежденности (скалярной, векторной или тензорной [4,6]). Желательно, чтобы КР и ОС хорошо взаимодействовали, то есть позволяли вывести уравнение теоретической КДП  $t_*(\sigma)$ , или  $\sigma(t_*)$  ( $t_*$  – время разрушения при данном уровне напряжения  $\sigma$ , функции  $t_*(\sigma)$  и  $\sigma(t_*)$  могут быть, например, интегралами зависящими от параметров и материальных функций ОС), аналитически исследовать в общем виде зависимость её свойств от материальных функций и параметров ОС и КР и указать ограничения на них, обеспечивающие совпадение качественных свойств теоретических КДП с теми, которые наблюдаются у экспериментальных КДП.

Типичные экспериментальные КДП вязкоупругопластических материалов обладают общими базовыми качественными свойствами: КДП  $t_*(\sigma)$  всегда убывают,  $t_*(\sigma) \rightarrow +\infty$  при  $\sigma \rightarrow \sigma_0$ , где  $\sigma_0 \geq 0$  – порог ползучести, и  $t_*(\sigma) \rightarrow 0$  при  $\sigma \rightarrow \sigma_*$ , где  $\sigma_*$  – предел (мгновенной) прочности. Именно такими получаются (при указанных ограничениях на материальные функции и параметры) и теоретические КДП ОС (1) в сочетании с деформационным критерием разрушения (ДКР) или любым из двух семейств критериев разрушения, учитывающих историю деформирования, которые построены и исследованы в [7]. Каждое из двух построенных в [7] семейств КР образует монотонную и непрерывную шкалу критериев (монотонно и непрерывно зависящих от параметра  $u > 0$ ), включающую ДКР как предельный случай. При этом критерии первого семейства при всех  $u > 0$  дают большее время разрушения, чем ДКР, критерии второго семейства при  $u > 1$  – меньшее, а различие можно сделать сколь угодно малым за счёт выбора значений управляющего параметра у края шкалы ( $u \rightarrow \infty$  или  $u = 1$ ). Это свойство очень полезно для наиболее аккуратной настройки модели на имеющиеся экспериментальные данные о зависимости времени разрушения от уровня напряжения, температуры и других факторов.

Например, если к ОС (1) с произвольным  $\sigma_+ \geq 0$  добавить деформационный

КР  $\varepsilon(t) = \varepsilon_*$ , то время разрушения  $t_*$  при ползучести с постоянным напряжением  $\bar{\sigma} > 0$ , таким, что  $\bar{\sigma} > \sigma_+$  и  $F(\bar{\sigma}) < E\varepsilon_*$ , находится из (3):  $\eta^{-1}V(\bar{\sigma})t_* + E^{-1}F(\bar{\sigma}) = \varepsilon_*$ , т.е.

$$t_*(\bar{\sigma}) = \tau_r [E\varepsilon_* - F(\bar{\sigma})] / V(\bar{\sigma}), \quad \bar{\sigma} \in (\sigma_+; f(E\varepsilon_*)) \quad (4)$$

где  $\tau_r = \eta / E$ ,  $f = F^{-1}$ . Если  $\bar{\sigma} \leq \sigma_+$ , ползучести нет, если  $F(\bar{\sigma}) \geq E\varepsilon_*$ , разрушение происходит при  $t = 0$ . Кривая длительной прочности (4) определена при  $\bar{\sigma} \in (\sigma_+; f(E\varepsilon_*))$ , и убывает (так как  $F$  и  $V$  возрастают),  $t_*(\sigma_+ + 0) = +\infty$ ,  $t_*(f(E\varepsilon_*)) = 0$ .

При ступенчатом нагружении для ОС (1) в сочетании с ДКР никогда не соблюдается правило линейного суммирования повреждённости  $S = 1$ , где  $S$  – сумма парциальных времён, и отклонение от него возможно в обе стороны. Например, при двухступенчатом нагружении (когда  $\sigma(t) = \sigma_1$  при  $t \in (0; t_1)$ ,  $\sigma(t) = \sigma_2$  при  $t > t_1$ ) время разрушения выражается формулой  $t_*(\sigma) = t_1 + \tau_r [E\varepsilon_* - F(\sigma_2) - V(\sigma_1)t_1\tau_r^{-1}] / V(\sigma_2)$  и

$$S := t_1 / t_*(\sigma_1) + (t_*(\sigma) - t_1) / t_*(\sigma_2) = 1 + \frac{t_1 V(\sigma_1) [F(\sigma_1) - F(\sigma_2)]}{\tau_r [E\varepsilon_* - F(\sigma_1)] [E\varepsilon_* - F(\sigma_2)]}$$

Т.к.  $E\varepsilon_* - F(\sigma_i) > 0$  (иначе разрушение происходит сразу в момент приложения нагрузки: при  $t = 0$  или  $t = t_1$ ), то из возрастания МФ  $F$  следует, что  $S > 1$  при  $\sigma_2 < \sigma_1$ , и  $S < 1$  при  $\sigma_2 > \sigma_1$ . В многочисленных испытаниях различных материалов на ползучесть до разрушения при двухступенчатом нагружении обнаружены два основных типа поведения [4, с. 117]: 1)  $S > 1$  для любых  $\sigma_1, \sigma_2 > 0$ , 2)  $S > 1$  при  $\sigma_2 < \sigma_1$ , и  $S < 1$  при  $\sigma_2 > \sigma_1$ . Именно второй тип поведения материала (и только его) и моделируют ОС (1) в сочетании с ДКР.

## Литература

1. Хохлов А.В. Нелинейные модели вязкоупругости типа Максвелла. Особенности их поведения, скоростная чувствительность и возможность использования для описания ползучести и сверхпластичности материалов. Отчёт о НИР № 5193. НИИ механики МГУ им. Ломоносова. 2013.– 108 с.
2. Хохлов А.В. Свойства нелинейной модели вязкоупругопластичности типа Максвелла с двумя материальными функциями // Вестник МГУ. Сер.1. Математика, механика. 2016, №6 (в печати).
3. Хохлов А.В. Нелинейная модель вязкоупругопластичности типа Максвелла: свойства кривых ползучести при ступенчатых нагружениях и условия накопления пластической деформации // Машиностроение и инженерное образование. 2016 (в печати)
4. Локощенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов. М.: Физматлит, 2016. – 504 с.
5. Никитенко А.Ф., Соснин О.В., Торшенов Н.Г., Шокало И.К. О ползучести упрочняющихся материалов с разными свойствами на растяжение и сжатие // ПМТФ. 1971. № 2. С.118-122.
6. Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчёт элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981. 272 с.
7. Хохлов А.В. Критерии разрушения при ползучести, учитывающие историю деформирования, и моделирование длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2009. №4. С.121-135.

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ И  
РАЗНОСОПРОТИВЛЯЕМОСТИ С ПОМОЩЬЮ СООТНОШЕНИЯ Ю.Н.  
РАБОТНОВА ДЛЯ НЕЛИНЕЙНОЙ НАСЛЕДСТВЕННОСТИ**  
*LONG-TERM STRENGTH AND MULTIMODULUS BEHAVIOUR  
SIMULATION USING THE RABOTNOV NONLINEAR HEREDITARY RELATION*

**А.В. Хохлов** – к.т.н., с.н.с

Институт механики МГУ, Москва  
andrey-khokhlov@ya.ru

**Abstract.** General qualitative properties of the theoretic creep curves and long-term strength curves produced by the Rabotnov nonlinear hereditary constitutive relation for viscoelastoplastic materials are studied analytically under minimal primary restrictions on material functions to reveal capabilities of the model and its applicability scope.

**Keywords:** viscoelastoplasticity, quasi-linear viscoelasticity, QLV, rate sensitivity, creep curves, failure criteria, long-term strength, multimodulus behaviour

**Аннотация.** Аналитически изучены общие качественные свойства кривых ползучести и длительной прочности, порождаемые нелинейным определяющим соотношением Ю.Н. Работнова с двумя произвольными материальными функциями, с целью выявления арсенала возможностей и области применимости модели.

**Ключевые слова:** вязкоупругопластичность, скоростная чувствительность, кривые ползучести, критерии разрушения, длительная прочность, разносопротивляемость

Нелинейное определяющее соотношение (ОС) Ю.Н. Работнова [1-8] описывает одномерные изотермические процессы деформирования структурно-стабильных (нестареющих) вязкоупругопластичных материалов, связывая истории напряжения  $\sigma(t)$  и (логарифмической) деформации  $\varepsilon(t)$  в данной точке тела:

$$\varphi(\varepsilon(t)) = \int_0^t \Pi(t-\tau) d\sigma(\tau), \quad \sigma(t) = \int_0^t R(t-\tau) \varphi'(\varepsilon(\tau)) d\varepsilon(\tau), \quad t \geq 0, \quad (5)$$

Здесь  $\Pi(t)$ ,  $R(t)$  – функции ползучести и релаксации, а  $\varphi(u)$  – дополнительная материальная функция (МФ), введённая Работновым [1-3]. ОС (5) обобщает линейное ОС вязкоупругости (получающееся при  $\varphi(u) = u$ ):

$$\sigma(t) = \int_0^t R(t-\tau) d\varepsilon(\tau), \quad \varepsilon(t) = \int_0^t \Pi(t-\tau) d\sigma(\tau), \quad t \geq 0 \quad (6)$$

Из трёх МФ  $\varphi(u)$ ,  $\Pi(t)$ ,  $R(t)$  в ОС (5) только две независимы, т.к. функции ползучести и релаксации связаны интегральным уравнением, выражающим условие взаимной обратности операторов (5), отображающих друг в друга функции  $\sigma(t)$  и  $e(t) = \varphi(\varepsilon(t))$ ; оно унаследовано от линейного ОС (6).

В [1-3] ОС (5) (с  $\Pi(0+) \neq 0$ ) называлось «соотношением наследственной теории ползучести» и «пластичности», в [4] было дано название «нелинейная теория наследственности». В монографии [7, с. 218] Ю.Н. Работнов писал ОС (5): «При формулировке теории автор пытался построить теорию наследственной *пластичности*, применимую для описания существенно необратимой ползучести материалов при высоких температурах...» В англоязычной литературе ОС (5) именуется уравнением квазилинейной вязкоупругости («QLV») [9-12], а его автором называется Y.C. Fung со ссылками на его работы 1970-90-х годов [9,10]. В [1-8] ОС (5) прилагалось к описанию поведения стеклопластиков, графита, металлов и сплавов, а в [9-12] – связок, сухожилий и др. биологических тканей (см. подробную библиографию в [13]). Систематическое аналитическое исследование общих свойств основных теоретических кривых

(деформирования, релаксации, ползучести при базовых кусочно-постоянных и кусочно-линейных программах нагружения), порождаемых ОС (5) с произвольными МФ  $\Pi$  и  $\varphi$ , систематическое исследование комплекса моделируемых эффектов в зависимости от характеристик МФ и необходимых ограничений на МФ до сих пор не проведены.

Данный доклад – продолжение цикла работ по изучению общих свойств основных квазистатических кривых ОС Работнова (5), линейного ОС вязкоупругости (6), нелинейной модели вязкоупругопластичности типа Максвелла и др. [13-17 и др.]. Все эти ОС нацелены на описание комплекса реологических эффектов, типичных для материалов, обладающих наследственностью и заметной скоростной чувствительностью. Подобный качественный анализ теоретических кривых ОС – важная стадия аттестации любого ОС, создания своеобразного паспорта-руководства модели: определения списка моделируемых термомеханических эффектов и феноменологических ограничений на материальные функции, выявления области адекватности, арсенала возможностей и способов настройки ОС, разработки способов идентификации, верификации и численной реализации. Такой анализ необходим и для того, чтобы сформулировать требования к способам аналитического представления экспериментальных данных и материальных функций ОС: используемые аппроксимации должны удовлетворять базовым ограничениям теории и обладать определёнными качественными свойствами, чтобы ОС корректно описывало определённый комплекс эффектов, присущих некоторому классу материалов.

На функции ползучести и релаксации в ОС (5) наложим те же минимальные ограничения, что и в линейной теории (анализ теоретических кривых ОС (5) покажет, надо ли их дополнять [13]):  $\Pi(t)$  и  $R(t)$  предполагаются положительными и дифференцируемыми на  $(0; \infty)$ ,  $\Pi(t)$  – возрастающей и выпуклой вверх на  $(0; \infty)$ , а  $R(t)$  – убывающей и выпуклой вниз на  $(0; \infty)$ ,  $R(t)$  может иметь интегрируемую особенность или сингулярность  $\eta\delta(t)$  в т.  $t=0$ . Из этих ограничений следует, что в т.  $t=0$  существуют пределы справа  $\Pi(0+) = \inf \Pi(t) \geq 0$  и  $R(0+) = \sup R(t) > 0$  (возможно, что  $R(0+) = +\infty$ ).

На МФ  $\varphi(u)$  в ОС (5) наложим следующие минимальные априорные требования [13]:  $\varphi(u)$  непрерывно дифференцируема и строго возрастает на  $(\omega_-; 0) \cup (0; \omega_+)$  (возможны случаи  $\omega_- = -\infty$ ,  $\omega_+ = +\infty$  и  $\varphi'(0) = +\infty$ ), причём  $\varphi(0+) = \varphi(0-) = 0$  (иначе входному процессу  $\varepsilon(t) \equiv 0$  соответствует ненулевой отклик  $\sigma(t)$ ). Для материалов с одинаковым поведением при растяжении и сжатии  $\omega_- = -\omega_+$  и МФ  $\varphi(u)$  нечётна. Из возрастания  $\varphi(u)$  следует существование обратной функции  $\Phi := \varphi^{-1}$  на промежутке  $D_\Phi = (\underline{x}; \bar{x})$ , где  $\bar{x} := \sup \varphi(u) = \varphi(\omega_+ - 0)$ ,  $\underline{x} := \inf \varphi(u) = \varphi(\omega_- + 0)$ , и обратимость ОС (5). Если  $\bar{x} < \infty$ , то при  $\omega_+ = \infty$   $\Phi(x)$  имеет вертикальную асимптоту  $x = \bar{x}$ , а при  $\omega_+ < \infty$   $\Phi(x)$  непрерывно продолжается в т.  $\bar{x}$ :  $\Phi(\bar{x}) = \omega_+$ .

При постоянном напряжении  $\sigma(t) = \bar{\sigma}h(t)$  ( $h(t)$  – функция Хевисайда) ОС (5) даёт уравнение семейства кривых ползучести (КП):

$$\varepsilon(t, \bar{\sigma}) = \Phi(\bar{\sigma}\Pi(t)) \text{ при } \underline{x} < \bar{\sigma}\Pi(t) < \bar{x} \quad (7)$$

Семейство КП (7) возрастает по  $\bar{\sigma}$  (т.к.  $\Phi$  возрастает), а при любом  $\bar{\sigma} > 0$  (будем рассматривать этот случай) КП возрастает по  $t$  на всём промежутке, где  $\bar{\sigma}\Pi(t) < \bar{x}$ .

Если  $\bar{x} = \infty$  (как для линейного ОС (6)), то КП с  $\bar{\sigma} > 0$  определены при всех  $t \geq 0$ . Если же  $\bar{x} < \infty$ , то  $\bar{\sigma}\Pi(t) \in D_\Phi$  только при  $\bar{\sigma} < \bar{x}/\Pi(0)$  &  $\Pi(t) < \bar{x}/\bar{\sigma}$ ; это означает, что КП существует только для  $\bar{\sigma} < \sigma_*$ ,  $\sigma_* := \bar{x}/\Pi(0)$  и обрывается в момент  $t_*$ , удовлетворяющий уравнению  $\Pi(t_*) = \bar{x}/\bar{\sigma}$ , если  $\bar{\sigma} > \bar{x}/\Pi(\infty)$  (если  $\Pi(\infty) < \infty$  КП с малым  $\bar{\sigma}$  не обрывается). Таким образом можно вывести уравнение соответствующей кривой длительной прочности (КДП). Эта тема не рассматривалась в работах по ОС Работнова. Хотя конечность  $\bar{x}$  вовсе не экзотический случай: например, задача моделирования дробно-линейной зависимости Шестерикова-

Юмашевой [18] для скорости ползучести от напряжения  $V(\sigma) = A\sigma / (\sigma_* - \sigma)$ ,  $x \in [0; \sigma_*)$ , приводит к МФ  $\varphi(u) = \sigma_*(1 - e^{-u/A})$ ,  $u \geq 0$ , с  $\omega_+ = \infty$ ,  $\bar{x} = \sigma_* < \infty$  [13].

Если  $\omega_+ < \infty$ , разрушение при растяжении происходит по достижению критической деформации:  $\varepsilon_* := \Phi(\bar{x}) = \omega_+$ , т.е. встроенный в ОС (5) критерий разрушения совпадает с деформационным. Если же  $\Phi(\bar{x}) = \infty$  (т.е.  $\omega_+ = +\infty$ , и  $\varphi(u)$  обладает горизонтальной асимптотой  $u = \bar{x}$ ), то любая КП с  $\bar{\sigma} > \bar{x} / \Pi(\infty)$  имеет вертикальную асимптоту  $t = t_*$ , где  $t_* = p(\bar{x} / \bar{\sigma})$ ,  $p(x)$  – обратная функция к  $\Pi(t)$  ( $x \in [\Pi(0); \Pi(\infty))$ ). Если  $\Pi(\infty) < \infty$  &  $\bar{\sigma} < \bar{x} / \Pi(\infty)$ , то уравнение  $\Pi(t) = \bar{x} / \bar{\sigma}$  решений не имеет, КП определена при всех  $t \geq 0$ .

Поэтому уравнение кривой длительной прочности ОС (5) при растяжении:

$$\bar{\sigma}(t_*) = \bar{x} / \Pi(t_*), \quad t_* > 0, \quad \text{или} \quad t_* = p(\bar{x} / \bar{\sigma}), \quad E_\infty \bar{x} < \bar{\sigma} < E \bar{x}, \quad (8)$$

где  $E := 1 / \Pi(0)$ ,  $E_\infty := 1 / \Pi(\infty)$  – мгновенный и длительный модули диаграмм деформирования линейного ОС (6) [17]. Из (8) следует, что форма КДП ОС (5) определяется только функцией ползучести, а функция  $\varphi$  влияет на неё лишь через скалярный параметр  $\bar{x}$ , играющий роль коэффициента сжатия КДП вдоль оси напряжения. В [13] доказано, что для любых допустимых материальных функций КДП (8) (т.е. функции  $t_*(\bar{\sigma})$  и  $\bar{\sigma}(t_*)$ ) всегда убывает (как и экспериментальные КДП всех стабильных материалов) и выпукла вниз. Для степенных функций ползучести  $\Pi(t) = Bt^u$ ,  $u \in (0; 1]$ ,  $B > 0$ , имеем  $p(x) = (x / B)^{1/u}$ , и КДП (8) принимает вид  $t_*(\bar{\sigma}) = (\bar{x} / B)^{1/u} \bar{\sigma}^{-1/u}$  (в координатах  $\lg t_* - \lg \bar{\sigma}$  эта КДП – часть прямой с угловым коэффициентом  $k = -1/u < 0$ ; такие КДП часто наблюдаются в испытаниях разнообразных материалов).

В случае  $\bar{\sigma} < 0$  надо заменить в рассуждениях  $\bar{x}$  и  $\omega_+$  на  $\underline{x}$  и  $\omega_-$ , а  $\bar{\sigma}$  – на  $|\bar{\sigma}|$ .

В случае, когда  $\bar{x} = +\infty$  или  $\underline{x} = -\infty$  (в частности, для линейного ОС (6)) с целью моделирования разрушения и длительной прочности к ОС необходимо добавить *внешний* критерий разрушения, например, деформационный или один из двух семейств интегральных критериев, предложенных и исследованных в работе [19].

Таким образом, проведённый анализ теоретических кривых ползучести и длительной прочности (и других кривых), порождённых ОС (5), позволил очертить круг реологических явлений которые нелинейное ОС (5) может адекватно описывать; сопоставить его с арсеналом возможностей линейного ОС вязкоупругости (6), которое оно обобщает, указать как наследуемые свойства, так и дополнительные возможности нелинейного определяющего соотношения по сравнению с линейным. Например, из наличия МФ  $\varphi(x)$  в ОС (5) вытекают следующие качественные отличия свойств его КП по сравнению с КП линейного ОС (6): 1) зависимость КП (и скорости ползучести) от  $\bar{\sigma}$  не линейная; 2) КП не обязаны быть выпуклыми вверх [13], возможно наличие точек перегиба и моделирование КП со всеми тремя стадиями (в [19] доказано, что КП линейного ОС (6) всегда выпуклы вверх на всём луче  $t > 0$ , и потому линейное ОС не способно описывать стадию ускоряющейся ползучести, а скорость ползучести всегда стремится при  $t \rightarrow \infty$  к конечному пределу  $V(\bar{\sigma}) = \bar{\sigma} \nu$ ,  $\nu := \dot{\Pi}(\infty)$ ); 3) если  $\bar{x} := \varphi(\omega_+ - 0)$  (или  $\underline{x} := \varphi(\omega_- + 0)$ ) – конечное число, то в ОС (5) встроен критерий разрушения, позволяющий моделировать длительную прочность при растяжении (или сжатии).

Основные результаты переносятся и на обобщения ОС (5) с третьей МФ  $\psi(x)$ :

$$\psi(\sigma(t)) = \int_0^t R(t-\tau) \varphi'(\varepsilon(\tau)) d\varepsilon(\tau) \quad \text{и} \quad \psi(\sigma(t)) = \int_0^t R(t,\tau) \varphi'(\varepsilon(\tau)) d\varepsilon(\tau)$$

## Литература

1. Работнов Ю.Н. Некоторые вопросы теории ползучести // Вестник МГУ. 1948. № 10.
2. Наместников В.С., Работнов Ю.Н. О наследственных теориях ползучести // ПМТФ.



1961. Т.2, №4. С.148-150.

3. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. М.: Наука, 1966. 752 с.
4. Работнов Ю.Н., Паперник Л.Х., Степанычев Е.И. Приложение нелинейной теории наследственности к описанию временных эффектов в полимерных материалах // Механика полимеров. 1971. № 1. С.74-87.
5. Дергунов Н.Н., Паперник Л.Х., Работнов Ю.Н. Анализ поведения графита на основе нелинейной наследственной теории // ПМТФ. 1971. № 2. С. 76-82.
6. Работнов Ю.Н., Суворова Ю.В. О законе деформирования металлов при одноосном нагружении // Известия АН СССР. МТТ. 1972. № 4. С. 41-54.
7. Работнов Ю.Н. Элементы наследственной механики твёрдых тел. М.: Наука, 1977. 384 с
8. Суворова Ю.В. О нелинейно-наследственном уравнении Ю.Н. Работнова и его приложениях // МТТ. 2004. № 1. С.174-181.
9. Fung Y.C. Stress-strain history relations of soft tissues in simple elongation. In: Biomechanics, Its Foundations and Objectives (ed. by Fung Y.C. et al.). Prentice-Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 1972. P. 181–208.
10. Fung Y.C. Biomechanics. Mechanical Properties of Living Tissues. New York: Springer-Verlag, 1993. 568 p.
11. Duenwald S.E, Vanderby R., Lakes R.S. Constitutive equations for ligament and other soft tissue: evaluation by experiment // Acta Mechanica. 2009. V. 205. P. 23-33.
12. De Pascalis R., Abrahams I.D., Parnell W.J. On nonlinear viscoelastic deformations: a reappraisal of Fung's quasi-linear viscoelastic model // Proc. R. Soc. A. 2014. V.470, 20140058. DOI: 10.1098/rspa.2014.0058.
13. Хохлов А.В. Общие свойства кривых ползучести и длительной прочности, порождаемых нелинейной теорией наследственности Ю.Н. Работнова. Отчёт о НИР № 5288. НИИ механики МГУ. 2015. 74 с.
14. Хохлов А.В. Определяющее соотношение для реологических процессов с известной историей нагружения. Кривые ползучести и длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2008. № 2. С. 140-160.
15. Хохлов А.В. Свойства нелинейной модели вязкоупругопластичности типа Максвелла с двумя материальными функциями // Вестник МГУ. Сер.1. Математика, механика. 2016, №6 (в печати).
16. Хохлов А.В. Кривые обратной ползучести в рамках линейной вязкоупругости и необходимые ограничения на функцию ползучести // Проблемы прочности и пластич. 2013. Вып. 75. № 4. С. 257-267.
17. Хохлов А.В. Характерные особенности семейств кривых деформирования линейных моделей вязкоупругости // Проблемы прочности и пластичности. 2015. Вып. 77. № 2. С. 139-154.
18. Шестериков С.А., Юмашева М.А. Конкретизация уравнения состояния при ползучести // Изв. АН СССР. МТТ. 1984. №1. С. 86-91.
19. Хохлов А.В. Определяющее соотношение для реологических процессов с известной историей нагружения. Кривые ползучести и длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2008. № 2. С. 140-160.

## УСТАЛОСТНЫЙ РОСТ ПОВЕРХНОСТНОЙ ТРЕЩИНЫ: ВЛИЯНИЕ СТЕСНЕНИЯ И ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ FATIGUE GROWTH OF SURFACE CRACK: EFFECT OF CONSTRAINT AND RESIDUAL STRESS

А.С.Чернятин<sup>1,2</sup> к.т.н, доцент, И.А.Разумовский<sup>1</sup> – д.т.н., зав. лабораторией,  
Ю.Г.Матвиенко<sup>1</sup> - д.т.н., зав. отделом

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, <sup>2</sup>МГТУ им. Н.Э.Баумана

**Abstract.** On the basis of the modified Foreman equation adjusted for the tip constraint a method and a program for calculating the kinetics of flat cracks in the spatial elements of structures using finite element method is developed. The results of calculations of the crack propagation in the pipeline with nonlinear distributed residual stresses (RS) have been discussed. It is concluded related to the conservatism of the calculation such problems using the formulas Paris and Forman (none effect of T-stress and RS). It is shown that independently on the initial geometry of the crack front, final crack front is close to the semi-elliptical configuration.

Разработана методика и программа для численного моделирования процесса циклического роста поверхностной трещины, включая расчёт изменения конфигурации фронта трещины, обусловленной:

- действием активной циклической нагрузки,
- влиянием поля неравномерно распределённых остаточных напряжений (ОН);
- $T$ -напряжениями.

В основе методики лежит модифицированное соотношение Формана с поправкой на стеснение трещины (влияние  $T$ -напряжений), предложенной в работе [1]:

$$\frac{dl}{dN} = \frac{C \cdot q_T}{\frac{K_c}{K_{\max}} - 1} \cdot (\Delta K)^m, \quad (1)$$

где  $\Delta K = K_{\max} - K_{\min} = (1 - R)K_{\max}$  – размах коэффициента интенсивности напряжений (КИН) за один цикл, а  $R$  – коэффициент асимметрии цикла.

Поправочная функция, позволяющая учесть влияние  $T$ -напряжений, может быть представлена в виде [2]:

$$q_T = e^{-C_T \cdot \left(1 + \frac{T}{\sigma_T}\right)}.$$

Константы  $C$ ,  $m$ ,  $C_T$ , а также критическое значение КИН  $K_c$  и предел текучести  $\sigma_T$  являются свойствами материала и подлежат экспериментальному определению.

Отметим, что в рассматриваемом случае коэффициент асимметрии изменяется вдоль фронта трещины (здесь он не является характеристикой цикла внешнего нагружения), а является параметром, позволяющим учесть влияние остаточных напряжений (ОН), которые по мере роста трещины «прикладываются» к вновь образующимся поверхностям. В зависимости от циклической активной нагрузки происходят соответствующие изменения КИН и  $T$ -напряжений. Поскольку приращение усталостной трещины происходит при увеличении нагрузки до максимального за цикл значения, то  $q_T$  в выражении (1) следует определять для  $T = T_{\max}$ .

Предлагаемый подход для моделирования развития 3-х мерной плоской трещины нормального отрыва (тип I) в условиях действия остаточных напряжений и с учётом стеснения вдоль фронта трещины базируется на совместном использовании 2-х программных комплексов (ПК) - ANSYS и MATLAB и реализует принцип поэтапного перестроения сетки конечных элементов в области с трещиной. Рассмотрим более подробно алгоритм данного подхода и основное назначение каждого ПК.

В среде ANSYS разработана параметрическая конечно-элементная модель (КЭМ) повреждённой (то есть имеющей трещину) зоны рассматриваемого объекта в виде призматической области, включающей регулярную область с крупной упорядоченной сеткой 8-

миугольных элементов, область с трещиной произвольным разбиением на элементы достаточно малых размеров и переходную область, соединяющую указанные 2-е области. Встраивание трещины осуществляется с помощью разработанного авторами макроса «Трещина» [3]. Укажем на некоторые особенности и возможности этого макроса:

- трещина моделируется вырез с очень малым углом раскрытия в вершине;
- фронт трещины может быть произвольной конфигурацией (но гладким);
- вдоль фронта трещины создаётся упорядоченная сетка сингулярных элементов.

Совместно с данным макросом для определения распределения КИН и  $T$ -напряжений по фронту трещины применяется разработанная в среде MATLAB программа «Вильямс» для расчёта коэффициентов разложения поля напряжений в зоне вершины трещины по собственным функциям (Вильямса) решения задачи о трещине. Она взаимодействует с макросом, собирающим данные о перемещениях и напряжениях в точках измерений (ТИ) КЭМ вдоль фронта трещины. Расчёт производится в плоскостях, перпендикулярных траектории фронта трещины.

В среде MATLAB разработана основная управляющая программа (с графическим интерфейсом), обеспечивающая совместную работу программных элементов двух сред. На рис. 1 представлена принципиальная схема алгоритма, который она реализует. Данные о геометрии моделируемой области и материале формируются пользователем и сохраняются в файлы данных параметрической КЭМ. Кроме того, в отдельных файлах задаются параметры нагружения: минимальное и максимальное значение циклической нагрузки – напряжений, действующих перпендикулярно плоскости трещины (ПТ); напряжений, параллельных ПТ; нелинейное распределение по толщине ОН, действующих перпендикулярно ПТ. Первоначальная геометрия фронта в виде массива координат в плоскости трещины, параметры разбиения на сингулярные элементы указываются в файле для макроса «Трещина».

Решение задачи начинается с запуска управляющей программы, открывающей программу «Вильямс», в которой пользователем указываются параметры локализации ТИ, количество членов разложения и прочие данные, которые сохраняются в обменный файл. Далее производится запуск ANSYS в фоновом режиме или, на первом шаге, в графическом режиме для контроля выполнения сценариев. В ANSYS в автоматическом режиме последовательно производятся следующие действия:

- построение призматического тела – модели исследуемого объекта;
- встраивание трещины с помощью макроса «Трещина»; данные о геометрии фронта, соответствующего текущей конфигурации трещины, берутся из обменного файла;
- разбиение модели на КЭ, задание свойств материала, приложение нагрузок и условий закрепления;
- решение для минимальной и максимальной величин нагрузки за цикл.
- сбор данных в точках КЭ-сетки, расположенных вдоль фронта трещины и сохранение их в обменном файле.

Затем в автоматическом режиме программой «Вильямс» производится расчёт КИН и  $T$ -напряжений и передача этих величин в управляющую программу. Необходимо отметить, что последняя процедура для текущей геометрии трещины повторяется дважды – для минимальной и максимальной нагрузок за цикл (определяются  $K_{\min}$ ,  $K_{\max}$  и  $T_{\max}$ ), на основе построенной КЭМ. По данным о КИН и  $T$ -напряжении в соответствии с соотношениями (1) и (2) производится расчёт величины приращения фронта в каждой его точке. После этого повторно выполняется указанная ранее последовательность процедур в ANSYS. При этом ANSYS после первого запуска и выполнения своих действий переходит в режим ожидания, до тех пор, пока не получит новое задание с новой конфигурацией фронта трещины. Также работает и программа «Вильямс»: либо рассчитывает коэффициенты разложения Вильямса, либо находится в режиме ожидания (рис. 1).

В качестве примера применения разработанных методики и программы ниже приводятся результаты исследования процесса распространения внутренней трещины, расположенной в плоскости сварного стыка трубопровода (те есть перпендикулярно оси трубопровода  $y$ ) на его

внутренней поверхности. Было принято, что изначально трещина имеет форму полукруга радиусом 4 мм. Внешний диаметр трубопровода 1420 мм, толщина стенки 18,7 мм. В трубопроводе действует внутреннее давление 10,6 МПа, приводящее к возникновению осевого напряжения 200 МПа и окружного 400 МПа. При эксплуатации может иметь место изгиб трубопровода, вследствие чего в зоне трещины возникают дополнительные осевые напряжения. В совокупности с пульсацией давления эти напряжения приводят к циклическому нагружению (которое считается квазистационарным). В работе приняты следующие параметры цикла нагружения (вдоль оси  $y$ ): среднее напряжение  $\sigma_y^m = 200$  МПа, амплитудное напряжение  $\sigma_y^a = \sigma_y^m / 3$ .

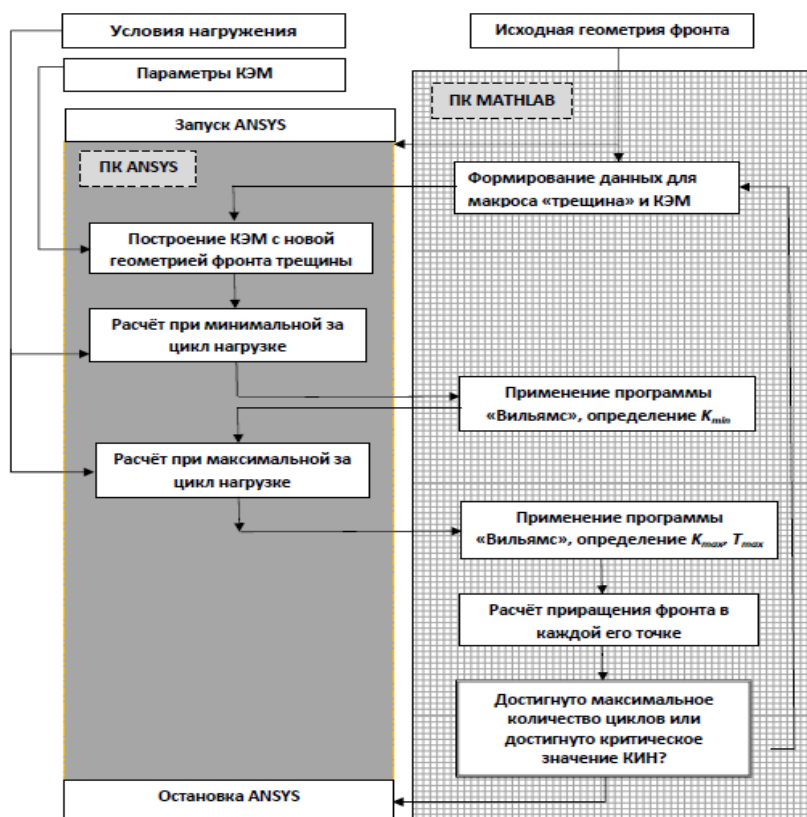


Рис. 1. Блок-схема алгоритма решения задачи о распространении пространственной плоской трещины

Кроме того, считалось, что в сечении стыка сварного соединения имеют место действующие вдоль оси  $y$  остаточные напряжения  $\sigma_y^{OH}$ , распределение которых (рис. 2) было принято в соответствии с результатами экспериментального исследования натурального газопровода [4].

При расчётах были приняты следующие параметры материала:  $C=10^{-9}$  мм/цикл,  $m=3$ ,  $C_T=0,15$ ,  $K_c=200$  МПа·м<sup>0,5</sup> и  $\sigma_T=300$  МПа при  $E=2 \cdot 10^5$  МПа,  $\nu=0,3$ .

При численном моделировании производилось определение дискретных шагов приращения размера трещины в точках её фронта  $\Delta l$ , возникающих после  $\Delta N=10^5$  циклов, (в силу малости  $\Delta l$  величины КИН и  $T$ -напряжений на каждом шаге принимались постоянными). Общее количество циклов, по достижении которых происходила остановка расчёта,  $N = 10^7$  (если ранее КИН не достигал критического значения). При расчёте КИН и  $T$ -напряжений в разложении Вильямса удерживалось 10 членов.

На рис. 3 приведены конечные конфигурации фронта трещины, полученные при различных условиях решения.

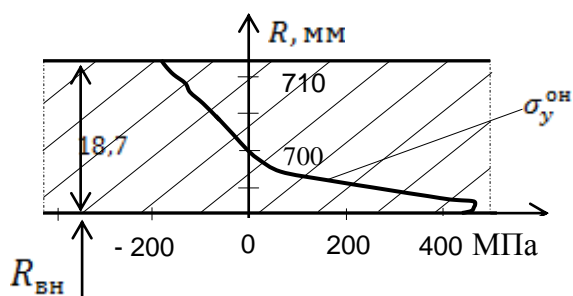


Рис. 2. Распределение осевых остаточных напряжений по толщине трубопровода

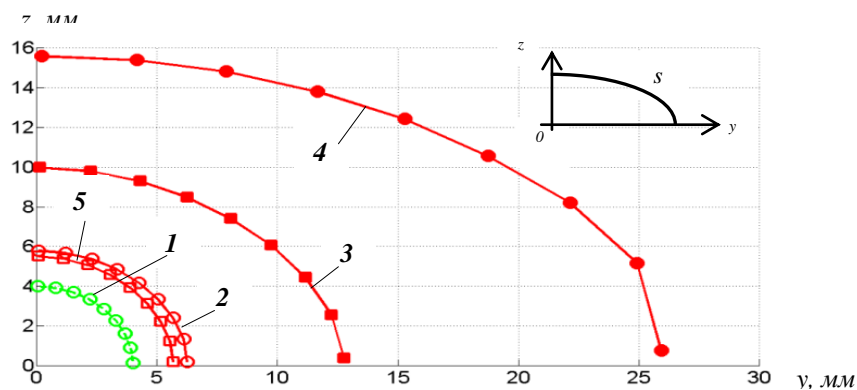


Рис. 3. Конфигурация фронта трещины при различных условиях нагружения:

- 1 - исходная конфигурация трещины; конечная конфигурация, полученная;  
 2 - без учёта влияния ОН и  $T$ -напряжений, 3 - с учётом ОН и  $T$ -напряжений, 4 - с учётом ОН (без  $T$ -напряжений), 5 - с учётом влияния  $T$ -напряжений (без учёта влияния ОН)

На основании полученных результатов было установлено, что расчётное значение КИН достигает максимального значения вблизи оси симметрии фронта трещины  $K_{max} = 112 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$  в случае, когда учитывается влияние ОН, но не учитываются  $T$ -напряжения (при учёте ОН и  $T$ -напряжений  $K_{max} = 78 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ). Кроме того, имеют место следующие закономерности влияния условий нагружения на конфигурацию трещины и особенности распределения КИН и  $T$ -напряжений по её фронту:

1. Конечная конфигурация фронта трещины близка к полуэллиптической.
2. Как и следовало ожидать,  $T$ -напряжения (при  $T > 0$ ) приводят к снижению скорости роста трещины, что позволяет сделать вывод о консервативности расчёта задач рассмотренного типа по классическим формулам Париса и Формана (не учитывающие влияние  $T$ -напряжений и ОН). ОН, в данном случае, имеют обратное влияние.
3. Как показало детальное рассмотрение задачи, при отсутствии ОН распределение КИН вдоль фронта трещины по мере роста размеров трещины стремиться к постоянной величине, тогда как при наличии ОН – достаточно сложный характер.
4. Характер распределения и величина  $T$ -напряжений вдоль фронта трещины, в отличие от КИН, слабо зависят от ОН.

Работа выполнена при поддержке гранта РФФ, проект № 14-19-00383

### Литература

1. Forman R. G. Study of fatigue crack initiation from flaws using fracture mechanics theory / R. G. Forman // Engineering Fracture Mechanics. 1972. V. 4. N. 2. pp. 333–345.
2. Hoshide. T and Tanaka. K. Stress-ratio effect of fatigue crack propagation in a biaxial stress field // Fatigue and fracture of engineering materials and structures. 1981. V. 4. N. 4. pp. 355–366.
3. Матвиенко Ю.Г., Чернятин А.С., Разумовский И.А. Численный анализ несингулярных составляющих трёхмерного поля напряжений в вершине трещины смешанного типа // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2013. №4. С. 40–48.
4. Антонов А.А., Стеклов О.И., Антонов А.А., мл.), Сидорин Ю.В. Исследование остаточных напряжений в сварных соединениях магистральных трубопроводов // Заготовительные производства в машиностроении. 2010. №3. С. 13–19.



**СЕКЦИЯ 1.**  
**Вычислительная механика**  
**разрушения в проблемах живучести**  
**и конструкционного**  
**материаловедения**

**СТРУКТУРИЗАЦИЯ МОДЕЛЕЙ МДТТ ДЛЯ СОЗДАНИЯ  
ИНФОРМАЦИОННЫХ СИСТЕМ.**  
*STRUCTURING MODELS OF MECHANICS OF DEFORMABLE SOLID FOR  
CREATED INFORMATION SYSTEMS.*

**В.В. Грот**<sup>2</sup> - к.т.н., с.н.с., **В.А. Руденко**<sup>1</sup> - к.т.н., в.н.с.

**Н.А. Махутов**<sup>1</sup> - чл.-корр. РАН, д.т.н., гл.н.с.,

<sup>1</sup>ИМАШ РАН

<sup>2</sup> ОАО «НТЦ «Промышленная безопасность»

[grot.oaontc@mail.ru](mailto:grot.oaontc@mail.ru)

**Abstract:** Been considered a fairly general approach to structuration the author's models of solid mechanics, to be used to optimally structuring the data, applied in new created bases and data banks. The proposed approach can significantly reduce the search time of the necessary data and ensures their high relevance.

**Key words:** databases and databanks; author's models; structuration; a unified approach; the relevance of the information.

**Аннотация:** Рассмотрен достаточно общий подхода к структуризации авторских моделей механики деформируемого твердого тела, позволяющий оптимально структурировать данные, закладываемые в создаваемые базы и банки данных. Предлагаемый подход позволяет существенно сократить время поиска необходимых данных и обеспечивает их высокую релевантность.

**Ключевые слова:** базы и банки данных; авторские модели; структуризация; единый подход; релевантность информации.

Быстрый рост объемов и аспектов применения данных, генерируемых в различных областях знаний, делает задачу их эффективного поиска и использования достаточно актуальной. Так, в достаточно эффективно развивающихся отраслях, например, такой, как газовая, на конец сентября этого года, насчитывалось только их собственных стандартов более 300. При практическом использовании подобными данными необходимо учитывать еще и ссылки в каждом стандарте, причем эти ссылки будут, естественно, различными в зависимости от целей применения одних и тех же сведений.

Анализ применения баз и банков данных для целевого использования расчетных методов и другой научной информации показал, что эффективность применения автоматизированных поисковых систем, во многом зависит от построенных при проектировании системы информационно-логических моделей, т.е. элементов, связей, и ограничений. При этом представляется: хотя, в принципе, любая схема упорядочивания данных по произвольному набору формальных признаков достаточно просто реализуется при использовании современных способов обработки информации, такой подход можно считать приемлемым только для узкого круга специалистов, которые имеют целостное представление обо всей системе. Для большинства пользователя важной является не только семантическая составляющая отдельных массивов данных, какой бы содержательной и полной она не была, но и указание на все возможности применения получаемой информации. Поэтому при проектировании экспертной системы нами принято, что оптимальным является адекватная корреляция формально-логических и смысловых связей отдельных обрабатываемых группировок данных.

Следовательно, для обеспечения необходимой эффективности информационных разработок, создаваемая методика структуризации должна быть, прежде всего, как можно более универсальной, устанавливающей однозначно понимаемое широким кругом пользователей взаимное соответствие смысловых и формально-логических связей, что



существенно не только для эффективной реализации электронной обработки информации и скорости поиска, но и для релевантного отклика системы, особенно в части расширения возможностей использования получаемых данных. Нужно учесть еще целый ряд серьезных ограничений. Главное, чтобы закладываемые в информационные базы носители данных и устанавливаемые между ними связи не искажали семантические и стилистические установки автора, не нарушали общую логику и морфологию обрабатываемого документа.

Представляемая работа явилась обобщением опыта предпринимаемых в этом направлении многолетних усилий в ИМАШ РАН в разработке оптимального способа структурирования данных различных документов, существующих и генерируемых в сфере МДТТ, а также используемых в различных ее приложениях.

В качестве основы структурирования информации, закладываемой в создаваемые БД, было выбрано обобщенное представление авторских моделей, в содержании которых возможно выделить результат моделирования и этапы реализации модели.

Под моделированием понимается отображение чего-либо в самом широком смысле, предполагающее отражение в результате проявления особенностей отображаемого в соответствии с используемыми в процессе моделирования законами, правилами, гипотезами, теориями и т.п., применяемыми и разрабатываемых в областях МДТТ и ее приложений, либо впервые предлагаемых авторами.

В процессе работы в соответствии с общими принципами моделирования, спецификой рассматриваемой области знаний и точном соответствии со смыслом и морфологией авторского текста удалось выделить основные составляющие моделей различных аспектов поведения объектов, изучаемых в МДТТ и ее приложениях, характерные практически для любых моделей. Подход к разработке структуры подобной информационно-логической модели показан на рисунке 1.

Выбор подобной основы для обеспечения корреляции закладываемого автором в документ смысла и информационно-логических связей отдельных групп данных позволил с единых позиций описать поведение широкого класса материалов (в первую очередь, конструкционных) в процессе и эксплуатации и эксперимента, при получении и использовании свойств и характеристик материалов в различных условиях, проведении расчетов по определенной модели и т.п. На рисунке 2 представлены основные связи баз, обеспечивающие заявленные возможности.

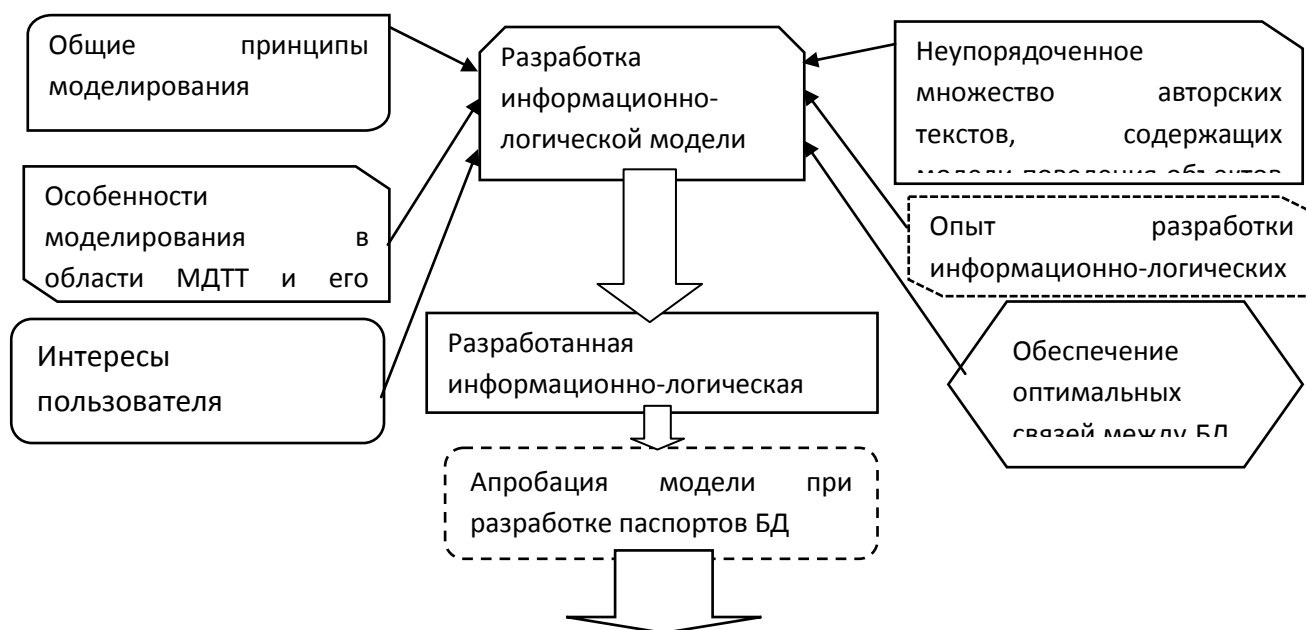


Рис. 1. Подход к разработке структуры информационно-логической модели

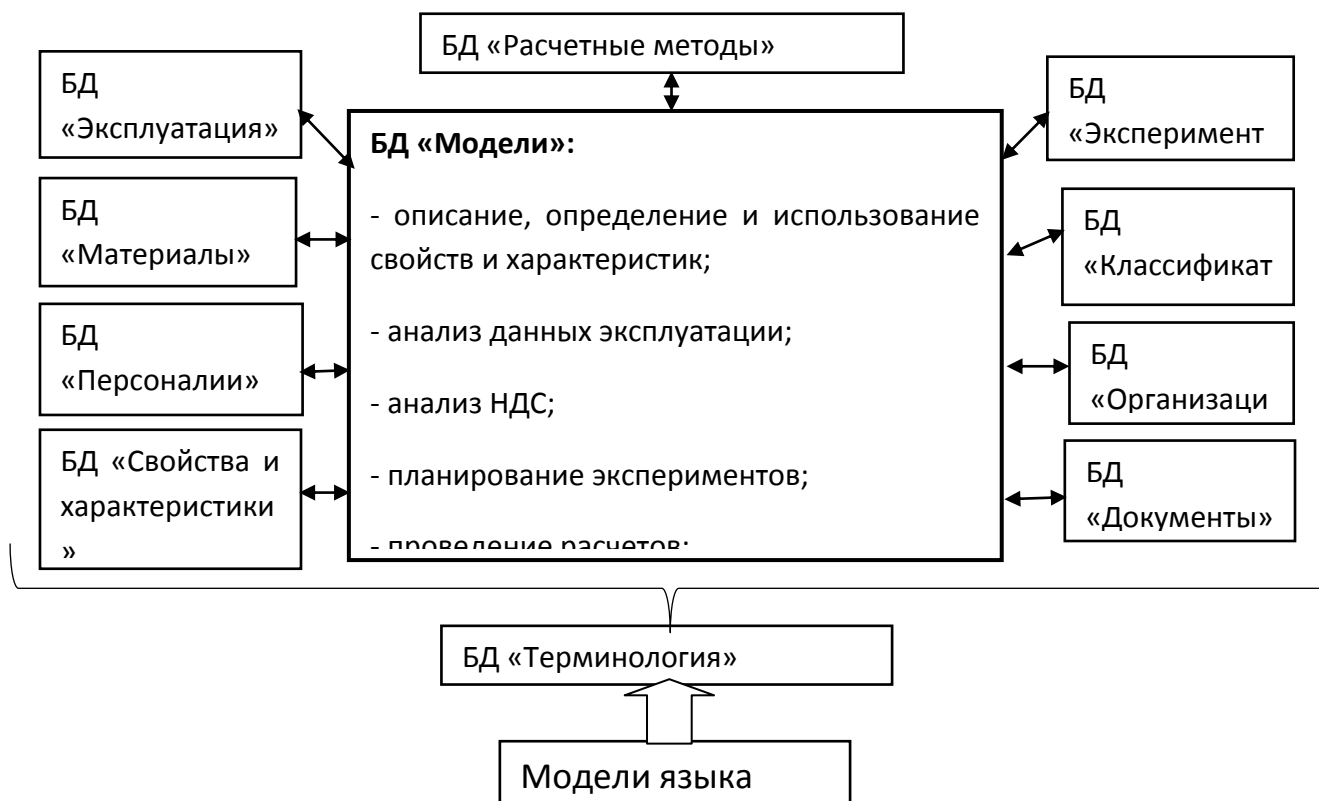


Рисунок 2. Реализация связей БД в рамках информационно-логической модели

В свою очередь, такой подход не исключает и использование необходимых логических связей, которые в фактически являются отражением достаточно формализованных и широко используемых моделей, часто разработанных ранее и для несколько других целей.

Такие связи используются, например, внутри и с БД «Персоналии», «Документы» и «Организации».

Разработанный метод позволяет:

- существенно увеличить скорость поиска необходимых данных;
- обеспечить необходимый уровень релевантности удовлетворения запросов пользователей;
- достоверно определять источник и способ получения, а также все возможные сферы применимости получаемых данных обо всех запрашиваемых информационных объектах;
- использовать единый универсальный подход для составления универсальных паспортов для всех БД на основе реализации разработанных общих принципов предлагаемой структуризации.

**О КРИТЕРИИ ПОЭТАПНОГО УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ  
МЕТАЛЛОВ НА РАЗЛИЧНЫХ МАСШТАБНО-СТРУКТУРНЫХ  
УРОВНЯХ ПРИ ОДНООСНОМ НАГРУЖЕНИИ С  
НЕСИММЕТРИЧНЫМ ЦИКЛОМ**

*ABOUT THE STEP-BY-STEP FATIGUE CRITERIA OF METAL FRACTURE ON  
DIFFERENT SCALE-STRUCTURAL LEVELS AT UNIAXIAL UNSYMMETRICAL  
LOADUNG*

Э.Б.Завойчинская, к.ф.-м.н., доцент,  
МГУ им. М.В.Ломоносова, Москва, Россия  
[elen@altomira.ru](mailto:elen@altomira.ru)

**Abstract.** As the unification of physics of metals and mechanics of deformable bodies a new approach to the description of brittle fatigue failure development at the micro-, meso- and macro levels is discussed. There were formulated the constitutive relations for failure probability at each scale level based on the proposed classification of defects and given the method of determination of material functions for uniaxial unsymmetrical loading. As an example for steel St.3 results of fatigue analysis and fatigue curves for various failure states are represented.

**Key words:** multiaxial fatigue, brittle fracture, metals, microstructure

**Аннотация.** В рамках объединения физики металлов и механики деформируемого твердого тела рассматривается новый подход к описанию процессов хрупкого усталостного разрушения на микро-, мезо- и макроуровнях. На основе предложенной классификации дефектов сформулированы определяющие соотношения для вероятности разрушения на каждом масштабном уровне и дана методика определения материальных функций для одноосного нагружения с несимметричным циклом. На примере Ст.3 представлены результаты анализа развития усталостного разрушения и кривые усталости для различных предельных состояний.

**Ключевые слова:** многоцикловая усталость, хрупкое разрушение, металлы, микроструктура

В докладе рассматриваются процессы усталостного разрушения металлов на разных структурно-масштабных уровнях при одноосном нагружении с несимметричным циклом следующего вида:

$$\sigma_{11}(\tau) = \sigma_a f(\tau), \quad f(\tau) = \alpha + \sin(\omega\tau + \theta), \quad \tau \in [0, t]$$

На основе анализа экспериментально-теоретических исследований хрупкого усталостного разрушения металлов по физике разрушения, металловедению, механике деформируемого твердого тела автором сформулированы основные гипотезы предлагаемой модели [1–3]. Процесс хрупкого усталостного разрушения рассматривается последовательно на микро-, мезо- и макроуровнях и вводится классификация хрупкого разрушения по дефектам  $i$ -го масштабного уровня, задаваемых средним линейным размером  $l_i = l_i(\tau)$  и плотностью  $q_i = q_i(\tau)$ ,  $i = 1, \dots, 6$ . Смена уровней дефектов характеризуется сменой физических механизмов разрушения. Образование дефектов каждого масштабного уровня происходит вследствие последовательного зарождения, развития и слияния дефектов предыдущих уровней. Для каждого уровня вводится непрерывная возрастающая функция  $l_i^* = l_i^*(\tau)$ :  $l_i^*(\tau) = l_i(\tau)(q_i(\tau)V_c)^\gamma$ ,  $\tau \in [0, t]$ ,  $V_c$  – представительный объем твердого тела, в котором возможно зарождение начальной трещины механики разрушения длины  $L$ ,  $\gamma$  – константа материала. Предельное состояние дефекта (разрушение по дефекту  $i$ -того уровня)

определяется достижением функции  $l_i^* = l_i^*(\tau)$  предельного значения  $l_{f,i}^*$ ,  $i=1, \dots, 6$ . Под вероятностью разрушения на  $i$ -том уровне  $Q_i = Q_i(\tau)$  понимается вероятность события, при котором функция  $l_i^* = l_i^*(\tau)$  достигает предельного значения  $l_{f,i}^*$  в момент времени  $\tau$ ,  $\tau \in [0, t]$ . Для рассматриваемого нагружения процесс развития хрупкого усталостного разрушения описывается следующей рекуррентной системой определяющих соотношений для функций  $Q_i = Q_i(\sigma_a, n)$ ,  $i=1, \dots, 6$ :

$i$ – тый уровень дефектов	вероятность разрушения $i$ – того уровня $Q_i = Q_i(n)$ , $0 \leq Q_i \leq 1$	Уравнение начала роста дефектов $i$ – того уровня
$i = 1, 2, 3, \sigma_a \geq \sigma_{i-1}, n_1 = 1$ $\sigma_0 = 0, \lg n \geq \lg n_i(\sigma_a)$	$Q_i = F_i \left( \frac{\sigma_a - \sigma_{i-1}}{\sigma_i - \sigma_{i-1}} \right) R_i \left( \frac{\lg n - \lg n_i(\sigma_a)}{\lg N_i - \lg n_i(\sigma_i)} \right)$	$Q_i(n_{i+1}) = 1$
$i = 4, \sigma_3 \leq \sigma_a,$ $\lg n \geq \lg n_4(\sigma_a)$	$Q_4 = F_4 \left( \frac{\sigma_a - \sigma_3}{\sigma_4 - \sigma_3} \right) R_4 \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_4 - \lg n_4(\sigma_4)} \right)$	$Q_4(n_5) = 1$
$i = 5, \sigma_4 \leq \sigma_a,$ $\lg n \geq \lg n_5(\sigma_a)$	$Q_4 = G_4 \left( \frac{\sigma_5 - \sigma_a}{\sigma_5 - \sigma_4} \right) R_4 \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_4 - \lg n_4(\sigma_4)} \right)$ $Q_5 = F_5 \left( \frac{\sigma_a - \sigma_4}{\sigma_5 - \sigma_4} \right) R_5 \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_5 - \lg n_4(\sigma_5)} \right), Q_6 = 0$	$Q_5(n_6) = 1$
$i = 6, \sigma_5 \leq \sigma_a,$ $\lg n \geq \lg n_6(\sigma_a)$	$Q_6 = F_6 \left( \frac{\sigma_a - \sigma_5}{\sigma_6 - \sigma_5} \right) R_6 \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_6 - \lg n_4(\sigma_6)} \right),$ $Q_5 = G_5 \left( \frac{\sigma_6 - \sigma_a}{\sigma_6 - \sigma_5} \right) R_5 \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_5 - \lg n_4(\sigma_5)} \right), Q_4 = 0$	$Q_6(n_7) = 1$

Модель позволяет подбирать вид функций  $F_i = F_i(\sigma_a)$  и  $R_i = R_i(n)$ ,  $i=1, \dots, 6$ , входящих в определяющие соотношения, в зависимости от конкретных материалов. В расчетах принимались функции вида:

$$F_i = \left( \frac{\sigma_a - \sigma_{i-1}}{\sigma_i - \sigma_{i-1}} \right)^{\beta_i}, R_i = \left( \frac{\lg n - \lg n_i(\sigma_a)}{\lg N_i - \lg n_i(\sigma_i)} \right)^{\phi_i}, i = 1, \dots, 4;$$

$$F_i = \left( \frac{\sigma_a - \sigma_{i-1}}{\sigma_i - \sigma_{i-1}} \right)^{\chi_i}, R_i = \left( \frac{\lg n - \lg n_4(\sigma_a)}{\lg N_i - \lg n_4(\sigma_i)} \right)^{\phi_i}, i = 5, 6; G_i = \left( \frac{\sigma_{i+1} - \sigma_a}{\sigma_{i+1} - \sigma_i} \right)^{\chi_i}, i = 4, 5,$$

$\sigma_i = \sigma_i(\alpha, \omega)$ ,  $\beta_i = \beta_i(\alpha, \omega)$ ,  $\phi_i = \phi_i(\alpha, \omega)$ ,  $\chi_i = \chi_i(\alpha, \omega)$  – материальные функции модели.

Полагая разрушения по дефектам мезоуровня ( $i=4, 5, 6$ ) независимыми событиями, функция вероятности разрушения  $Q = Q(\tau)$ ,  $0 \leq Q \leq 1$ , как сумма вероятностей событий, при которых произойдет разрушение только по дефекту  $i$ -го уровня, задается в виде:  $Q(\tau) = \sum_{i=4}^6 \frac{Q_i(\tau)}{1 - Q_i(\tau)} \prod_{j=4}^6 (1 - Q_j(\tau))$ . Кривая усталости определяется уравнением:

$Q(t_f) = 1$ , из которого находится долговечность металла по дефектам мезоуровня  $t_f = t_f(\sigma_a)$ .

В определяющие соотношения входят материальные функции  $(\sigma_i = \sigma_i(\alpha, \omega), N_i)$ ,  $i = 1, \dots, 6$ , при которых дефект  $i$ -го уровня достигает предельного состояния. Реализована методика идентификации этих функций на основе данных стандартных испытаний на усталостную прочность с учетом влияния асимметрии цикла и результатов физических исследований по эволюции хрупких трещин.

По представленной модели проведен анализ развития хрупкого усталостного разрушения для широкого класса черных и цветных металлов и их сплавов; углеродистых, легированных, нержавеющей сталей; никелевых и алюминиевых сплавов; промышленных сталей, применяемых при изготовлении труб для нефте- и газопроводов.

В качестве примера рассматриваются данные для малоуглеродистой Ст.3, изучению кинетики усталостного разрушения которой посвящено много работ (Л.Р. Ботвиной, Л. Бэрстоу, В.С. Ивановой, В.Ф. Терентьева, В.Г. Пойды, К. Танаки и др. (1910-1918 гг.)). По литературным данным для Ст.3 при пульсирующем нагружении на рис.1 представлены четыре стадии усталостного разрушения и на рис. 2 фрактографии структуры стали.

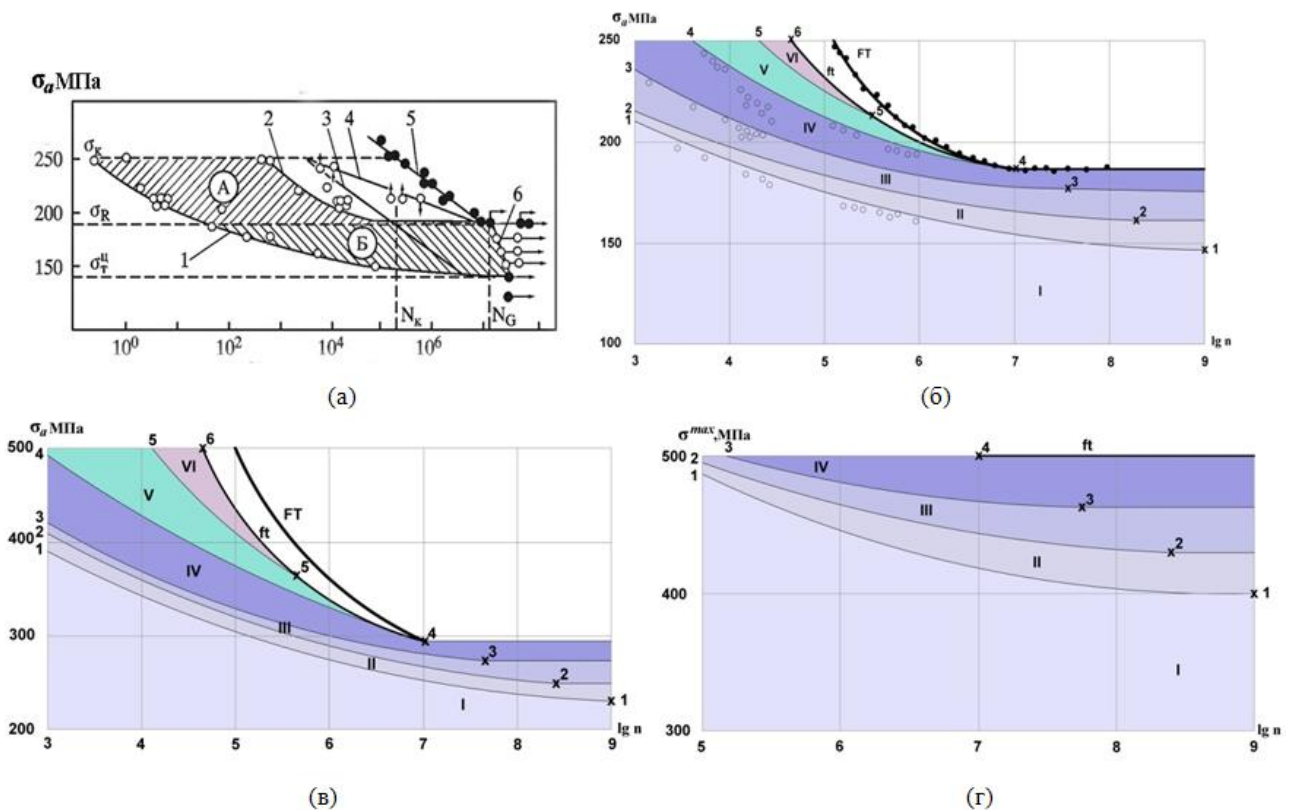


Рис.1 (а) Стадии развития усталостного разрушения Ст.3:  $\sigma_0 = 740 \text{ МПа}$ ,  $\varepsilon_0 = 11\%$ ,  $\sigma_s = 500 \text{ МПа}$ ,  $\sigma_{-1} = 296 \text{ МПа}$ ,

$$\sigma_0 = 2\sigma_R = 372 \text{ МПа}, d = 18.5 \cdot 10^{-3} \text{ мм при пульсирующем изгибе, } \alpha = 1$$

Области I-VI и границы развития дефектов шести уровней, кривая усталости по дефектам мезоуровня  $ft$  и экспериментальная кривая усталости по полному разрушению  $FT$  при одноосном нагружении Ст. 3

(б)  $\alpha = 1$ , (в)  $\alpha = 0$ , (г)  $\alpha = 2.7$ , 1-6 – базовые точки модели

Результаты расчетов по каждому виду дефектов для пульсирующего нагружения представлены на рис. 1 (б). Кривая 1–1 на рис. 1 (б) соответствует кривой 1 на рис. 1 (а), кривая 3–3 на рис. 1 (б) – кривой 2 на рис. 1 (а), кривая 4–4 с рис. 1 (б) – линии Френча 4 на рис. 1 (а) начала развития дефектов пятого уровня. Для расчета характеристик окончательного разрушения стали (приведена экспериментальная кривая усталости  $FT$ )

необходимо привлекать критерии развития вязкого разрушения. Данные расчетов для симметричного одноосного нагружения приведены на рис.1 (в). На рис. 1 (г) представлены результаты расчетов для одноосного нагружения с предельно возможным для использования предложенной модели параметром  $\alpha = 2.7$ , при котором для данной стали  $\sigma_4 = \sigma_S$ .

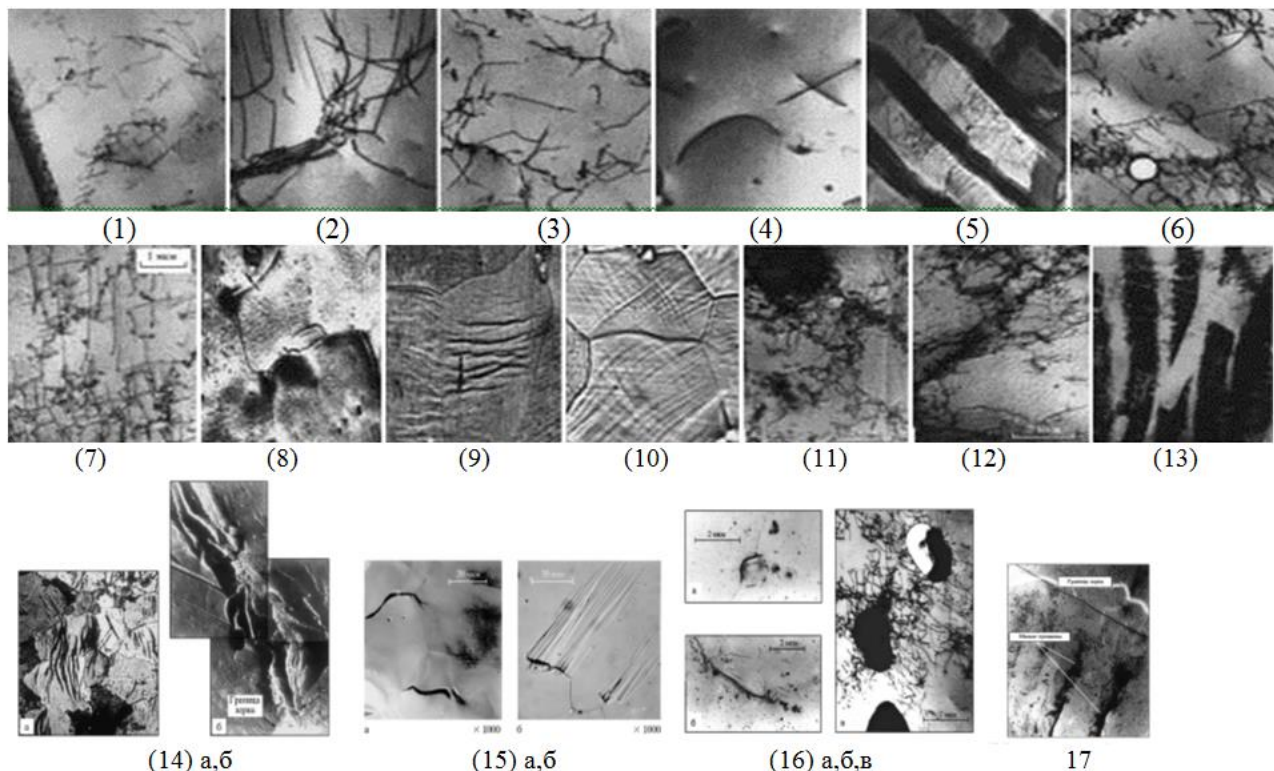


Рис. 2 Микроструктура стали Ст. 3 при пульсирующем одноосном нагружении на разных стадиях развития усталостного разрушения

(1) – (6) первая стадия развития микроразрушения (по дефектам первого уровня) (рис.1(а), до кривой 1), \*15000: (1) – (4) интенсивное зарождение пор и дислокаций, (5) зарождение субмикротрещин по границам феррит-цементит, (6) развитая дислокационная структура у неметаллических включений; (7) – (13) вторая стадия развития разрушения (до образования коротких трещин – дефектов четвертого уровня) (рис. 1 (а), до кривой 2) при  $\sigma_0 = 372\text{МПа}$ : (7) – (10) микротрещины на границах ферритных зерен, (11) микротрещины на субграницах отжига, (12) у неметаллических включений, (13) на границах раздела феррит-цементит; (14) третья стадия разрушения (рис.1 (а), до линии Френча 4): развитие коротких трещин (дефектов четвертого уровня) до образования макротрещин размера, в среднем, до 0.5мм, \*500; (15) короткие трещины в ферритных зернах на линии Френча; (16), (17) четвертая стадия разрушения (рис. 1 (а), до кривой усталости 5) при  $\sigma^{\text{max}} = 420\text{МПа}$ : развитые макротрещины у неметаллических включений и в устойчивых полосах скольжения на границе зерна соответственно, \*2820

## Литература

1. Завойчинская Э.Б. Развитие микро- и макротрещин в металлах и сплавах// Научные труды IV-й Межд. научн. конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении». М. Издательский дом «Спектр», 2015. 274 с.- с. 104-107.
- 2.Завойчинская Э.Б. Усталостное микро- и мезоразрушение металлов при пропорциональном нагружении//Материалы XXII Межд. симпозиума "Динамические и технологические проблемы механики конструкций и сплошных сред" им. А. Г. Горшкова. Т. 2. М.: ООО «ТРП»,2016. – с. 70-73.
- 3.Завойчинская Э.Б. Развитие микро- и макротрещин в металлах и сплавах при пропорциональном циклическом нагружении // Проблемы машиностроения и автоматизации, № 1. – 2016.- с. 98-108.

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОГРЕССИРУЮЩЕГО  
РАЗРУШЕНИЯ КОМПОЗИТНОЙ РЕССОРЫ<sup>1</sup>**  
*MODELLING OF THE PROCESS OF PROGRESSIVE DESTRUCTION  
FRP LEAF-SPRING*

А.М. Кокуров, м.н.с., Н.А. Татусь, с.н.с., к.т.н.  
Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН

**Abstract.** In the paper considered the process of modeling the progressive destruction of FRP leaf spring. Calculation procedure for leaf-spring with one shit is presented. The features of the calculation using MSC Patran are describes.

**Key words:** FRP, elastic elements, degradation of properties, fracture

**Аннотация.** В представленной работе рассматривается процесс моделирования прогрессирующего разрушения рессоры из волокнистого композита. Приводятся результаты расчета композитного элемента подвески автомобиля (рессоры) при прогрессирующем росте расслоения, демонстрирующие эффективность применения предлагаемой методики.

**Ключевые слова:** волокнистые композиты, упругие элементы, разрушение, рост дефекта.

### Введение

Все новое – хорошо забытое старое или не очень хорошо. Сколько раз ругали рессоры за громоздкость, неудобность, большие неподдресоренные массы, ненадежность - высокий износ от межлистового трения, но появляются новые материалы и рессора, которую собрались задвинуть на дальний угол полки прогресса, преобразуется: теперь это легкое, изящное, состоящее из одного композитного листа изделие. Например, в конструкциях подвесок современных Chevrolet Corvette и Volvo XC90 применяются поперечные стеклопластиковые рессоры.

### «Традиционный» аналитический расчет рессоры

При проектировании рессор задаются следующими техническими требованиями:

1. Рессора должна обладать заданной жесткостью на линейном участке диаграммы

$$c = \frac{P}{\nu} \quad \text{это условие должно быть выполнено точно,...}$$

где  $P$ -нагрузка,  $\nu$ -прогиб.

2. Рессора должна выдерживать заданную максимальную нагрузку

$$P_{\max} = P_{ст} + c\nu_{дин} \quad \dots \text{ а это с запасом: } \sigma_{\max} \leq [\sigma]$$

(где  $P_{ст}$  – статическая нагрузка,  $\nu_{дин}$  – динамический прогиб,  $\sigma_{\max}$  и  $[\sigma]$  – максимальные и допустимые напряжения напряжений)

3. Из расчета пробега, например, 100 тыс. км рессора должна выдерживать  $2\cdot 3 \cdot 10^5$  циклов при следующем режиме циклического нагружения:

$$P_{цикл} = P_{ст} \pm c\nu_{цикл}$$

т.е. рессора нагружается статической нагрузкой с дополнительным циклическим ходом  $\pm \nu_{цикл}$ , поэтому напряжения, соответствующие  $P_{цикл}$ , должны назначаться с учетом циклической прочности материала на базе  $3 \cdot 10^5$  циклов. Для стеклопластиков требования по циклической прочности является определяющим. Расчет циклической прочности проводится аналогично условию 2 с заменой  $P_{\max}$  на  $P_{цикл}$  и статических значений прочности на циклические.

4. Под статической нагрузкой стрела прогиба должна быть равна заданной. Это требование обеспечивается выбором предварительной кривизны рессоры и заданием потребной жесткости.

Не вдаваясь в подробности аналитического метода и отсылая заинтересованного читателя

<sup>1</sup> Работа выполнена при поддержке грантов РФФИ № 15-08-01472, РФФИ № 14-19-00776

к статьям авторов [2], [3], скажем, что аналитический метод дает удовлетворительные результаты для расчета сплошных композитных рессор с учетом разориентации волокон, но без учета технологических дефектов или накопленных повреждений. Если же рессора с дефектами, то на помощь нужно призывать современные методы проектирования и расчёта с помощью методов конечных элементов (МКЭ). Попытке спрогнозировать рост заложенного дефекта в виде расслоения под нагрузкой посвящена последующая часть статьи.



Рис. 1. Продольная композитная рессора автомобиля, выбранная для отработки методики расчета

### Методика моделирования и расчета прогрессирующего разрушения элемента конструкции

Методика моделирования и численного расчета прогрессирующего разрушения композитной рессоры основана на поэтапном анализе общей и местной прочности.

В процессе анализа прочности проводится общий расчет рессоры. В результате этого расчета получается картина напряженно-деформированного состояния конструкции в целом, на которой можно выделить характерные области возникновения дефектов и повреждений.

Далее проводится анализ полученных результатов, определяются потенциальные зоны возникновения повреждений и характерные им механизмы разрушения – расслоение, расщепление, разрушение связующего, выкрашивание материала и др. Для выделенных областей сохраняются граничные условия (значения перемещений), необходимые для проведения последующих расчетов.

На следующем этапе проводится анализ локальной прочности. В частности, модель выбранного объекта перестраивается в зависимости от типа моделируемого дефекта, формулируются граничные условия, и проводится расчет на прочность с прогрессирующим ростом дефекта.

В итоге делается вывод об остаточной прочности рессоры.

Алгоритм проведения исследования приведен на рис. 2.

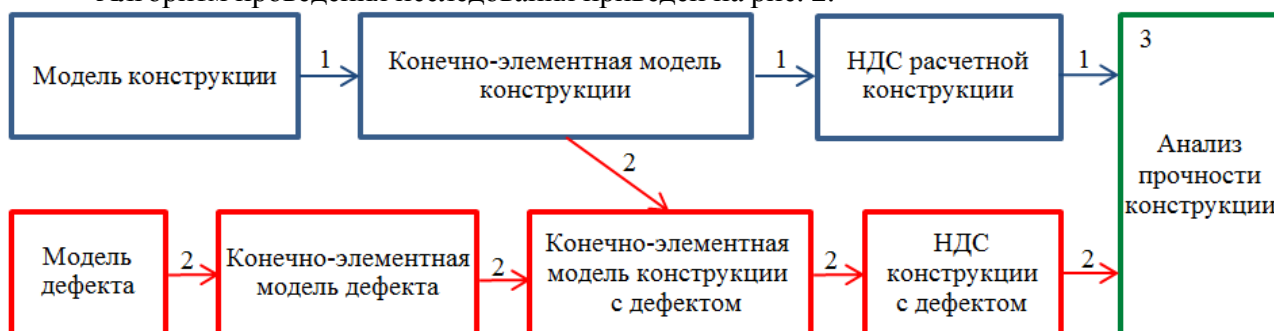


Рис. 2. Алгоритм проведения расчета прогрессирующего разрушения композитного элемента конструкции

Рассмотрим каждый из этапов более подробно на примере моделирования прогрессирующего разрушения композитной рессоры автомобиля.

#### Этап 1 – расчет конструкции рессоры

На первом шаге первого этапа разрабатывается геометрическая модель исследуемой



конструкции. На базе подготовленной геометрии, создается соответствующая конечно-элементная модель (КЭМ). Для построения сетки могут быть выбраны как двухмерные, так и трехмерные конечные элементы (КЭ) различной формы и размеров, в зависимости от требуемой детализации.

В качестве конструкционных материалов могут быть заданы ортотропные и анизотропные композитные материалы. Допустимо задавать для каждого из слоев индивидуальные характеристики материала.

Выбор критериев прочности зависит от особенностей эксплуатации и соответственно, вида нагружения объектов из КМ, в частности могут быть заданы критерии разрушения Хилла, Хоффмана, Цай-ву, Хашина, максимальных напряжений, максимальных деформаций и другие.

Задание граничных условий и нагрузки определяет тип решаемой задачи - это могут быть как статический, так и динамический расчеты.

Для определения напряженно-деформированного состояния была создана расчетная конечно-элементная модель рессоры автомобиля, представленная на рис. 3. КЭМ построена в программе MSC Patran с учетом детального анализа конструкции рессоры.

Полученные результаты расчета в виде НДС конструкции, включающего в себя картины деформаций и поля напряжений сохраняются в качестве базовых результатов (рисунки 4-6). Результаты представлены в локальной системе координат конечных элементов: ось X направлена вдоль рессоры, ось Y – перпендикулярна плоскости конечного элемента, ось Z – поперек рессоры.

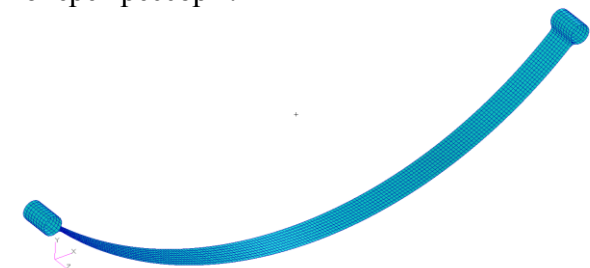


Рис. 3. Конечно-элементная модель рессоры автомобиля

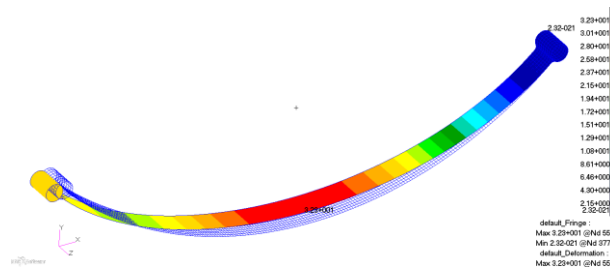


Рис. 4. Прогиб рессоры автомобиля



Рис. 5. НДС рессоры автомобиля. Напряжения вдоль оси X

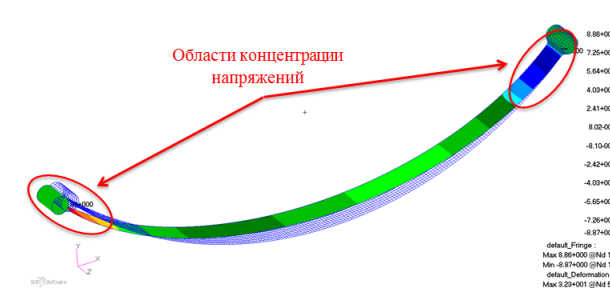


Рис. 6. НДС рессоры автомобиля. Напряжения в плоскости XZ

Анализируя полученные результаты можно заметить, что зоны концентрации напряжений вдоль оси X и в плоскости XZ совпадают и находятся в районе перехода регулярной зоны рессоры в проушину (рисунках 5 и 6 они обведены кругом), следовательно с высокой вероятностью разрушение возникнет именно в данной области конструкции.

Таким образом, дальнейшее исследование процессов разрушения рессоры целесообразно проводить именно в зоне соединения проушины с основной конструкцией рессоры.

### Этап 2 – расчет прогрессирующего разрушения рессоры

Второй этап моделирования и расчета посвящён анализу влияния дефекта на напряженно-деформированное состояние конструкции. В качестве дефекта может приниматься как потенциальное повреждение – допустимое отслоение или непрочной склейки, так обнаруженное в процессе эксплуатации изделия. Данный этап начинается с конкретизации типа локального дефекта структуры материала и задания его геометрических параметров. Далее создается

конечно-элементная модель локальной области конструкции, включающая дефект и регулярную зону вокруг него (рисунок 7).

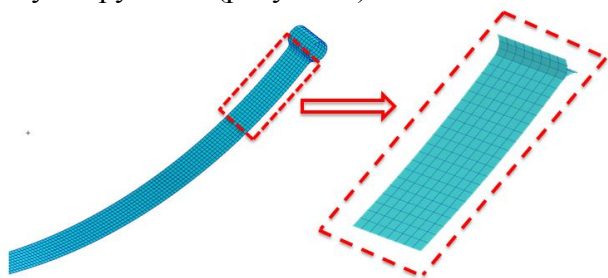


Рис. 7. Переход от глобальной к локальной моделям области возникновения и роста разрушения

Взаимосвязь слоев задается с помощью интерфейса клеевого соединения. Процесс прогрессирующего разрушения моделируется разрывом связей между узлами КЭ. Критерии разрушения в клеевом интерфейсе задаются в виде предельно допустимых напряжений для связующего, а также критериев разрушения монослоев. В остальных областях (где не рассматривается межслойное расслоение) задание клеевого слоя заменяется на операцию объединения узлов.

Полученная модель интегрируется в исходную КЭМ путем замены соответствующего массива конечных элементов. Затем производится расчет, аналогичный выполняемому на предыдущем шаге.

В общей сложности были получены результаты для 30 шагов нагружения (рисунок 8), для наиболее характерных 6 этапов роста прогрессирующего разрушения композитной рессоры представлены картины НДС в локальной системе координат на рисунке 9.

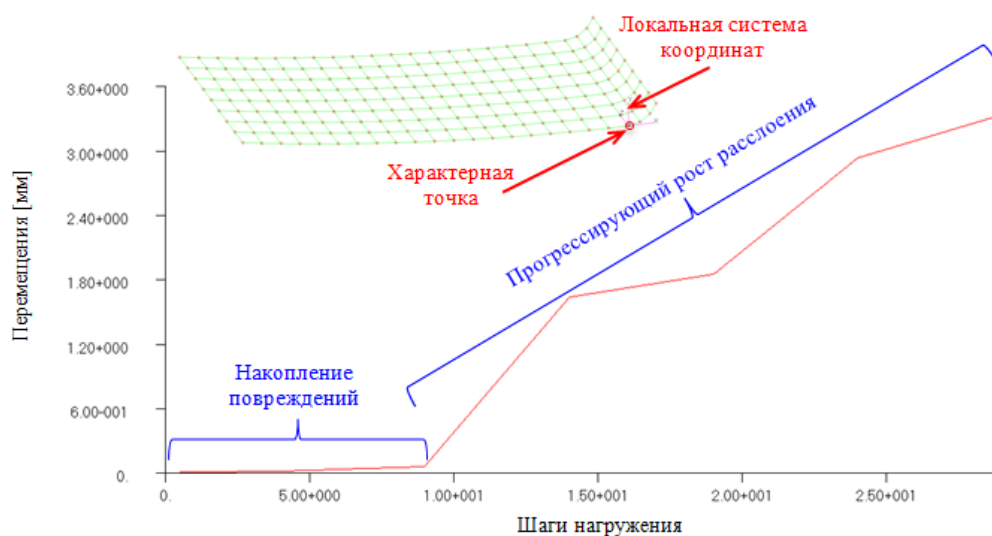


Рис. 8. Перемещения (прогиб) характерной точки рессоры в процессе нагружения

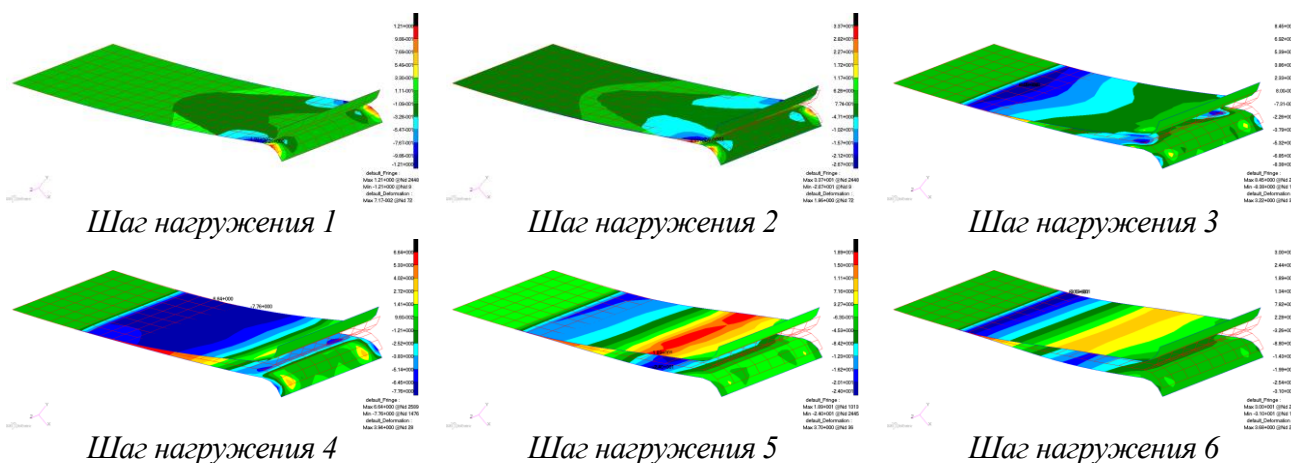


Рис. 9. НДС локальной области рессоры. Напряжения вдоль оси X

### **Этап 3 – анализ полученных результатов**

Анализируя полученные картины перемещений и напряжений можно сделать вывод, что процесс прогрессирующего разрушения рессоры делится на характерные этапы:

1. Этап накопления повреждений – в процессе нагружения на шагах 1 и 2 происходит деформирование рессоры как целого объекта, значения возникающих напряжений и деформаций в локальной области около проушины ещё не достигли критических значений, картины напряжений имеют лишь незначительные отличия.

2. При дальнейшем увеличении нагрузки (на шаге нагружения 3) значения напряжений достигают критических значений, что вызывает локальное разрушение связующего материала между слоями. Данный эффект моделируется разрывом взаимосвязей между узлами элементов в соответствующей области. Происходит скачкообразное увеличение размера повреждения, значения перемещений резко возрастают.

3. Затем, при увеличении нагрузки (шаги 4-5) деформирование рессоры сопровождается одновременным увеличением площади дефекта, а также величины и расстояния между берегами расслоения.

4. На шаге нагружения 6 рост расслоения приостанавливается, рессора вновь деформируется как единое целое. Это связано с тем, что расслоение дошло до зоны перехода толщин, которая препятствует его дальнейшему продвижению. Очевидно, что рост расслоения продолжится после того, как значения действующих напряжений снова станут равны критическим.

Таким образом, полученные результаты позволяют сделать вывод о том, что предложенная методика расчета и конечно-элементная модель дефекта дают возможность достаточно точно воспроизвести процесс прогрессирующего разрушения композитной конструкции по механизмам расслоения и расщепления.

#### **Заключение**

1. Предложена методика численного моделирования процесса прогрессирующего разрушения композитных конструкций.

2. Разработана конечно-элементная модель дефекта, позволяющая учесть геометрическую нелинейность поверхности отслоения.

3. Проведено исследование характера разрушения композитной рессоры автомобиля, определены области, в которых наиболее вероятно возникновение разрушения, вычислены значения расчётных и критических нагрузок.

4. По результатам проведенных расчетов разработаны рекомендации по доработке исходной конструкции рессоры автомобиля.

*Работа выполнена при поддержке грантов  
РФФИ № 15-08-01472, РНФ № 14-19-00776*

#### **Список литературы**

1. Болотин В.В. Дефекты типа расслоений в конструкциях из композитных материалов // Механика композитных материалов. 1984, №2. С. 239-255.

2. Полилов А.Н., Татусь Н.А., Шабалин В.В. особенности проектирования упругих элементов в виде спрофилированных композитных балок. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2011. № 6. С. 34-41.

3. Татусь Н.А., Полилов А.Н., Плитов И.С. Оценка влияния разориентации волокон на жесткость и прочность профилированных композитных элементов. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013. № 5. С. 58-67.

4. Васильев, В.В. Композиционные материалы: справочник / В.В. Васильев и др.; под общ. ред. В.В. Васильева, Ю.М. Тарнопольского. – М.: Машиностроение, 1990. – 510 с.

5. Бохоева Л.А., Пнев А.Г., Филиппова К.А. Разрушение пластины из композиционных материалов с дефектами // Теоретические и прикладные вопросы современных информационных технологий: материалы Всерос. науч.-техн. конф. - Улан-Удэ, 2009. - Ч.1. - С. 150-152.

## МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ РЕСУРСА КОНСТРУКЦИЙ ЛОКОМОТИВОВ

### METHODS OF DETERMINATION OF LIFE OF LOKOMOTIVE STRUVGURES

Н. А. Махутов<sup>1</sup>, –д.т.н., член-корр., В. С. Коссов<sup>2</sup>–д.т.н., проф., Э. С. Оганьян<sup>1</sup>–д.т.н.,  
Г. М. Волохов<sup>1</sup>–д.т.н., А. С. Гасюк<sup>1</sup>–инж., Н. Ф. Красюков<sup>3</sup>–инж., А. Л. Протопопов<sup>4</sup>–н. с.

<sup>1</sup>ИМАШ РАН-Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт  
машиноведения им. А. А. Благодирова Российской академии наук

<sup>2</sup>АО «ВНИКТИ»-Научно-исследовательский и конструкторско-технологический  
институт подвижного состава

<sup>3</sup>АО «КБМ»-Научно-производственная корпорация Конструкторское Бюро Машиностроения

<sup>4</sup>АО ВНИКТИ-Научно-исследовательский и конструкторско-технологический  
институт подвижного состава

**Abstract.** Calculation and forecasting methods for construction cyclic life and lifetime shown on the example of a locomotive bogie frame variable service loading are presented here. The methods are based on a linear hypothesis of cumulative damages in the part's material at stresses below the fatigue limit in probabilistic and deterministic approaches.

**Key words:** methods of calculation, fatigue strength, life time, safety.

**Аннотация.** Представлены методы расчёта и прогнозирования долговечности конструкций локомотива при их случайной переменной нагруженности в эксплуатации. В основе метода – линейная гипотеза накопления повреждений в материале детали с учётом напряжений ниже предела выносливости, в вероятностной и детерминированной постановках. При этом в первом случае расчёт выполняется с использованием вторичной кривой усталости, а во втором – она рассматривается состоящей из двух наклонных ветвей.

**Ключевые слова:** Методы расчёта, усталость, долговечность, ресурс, безопасность.

По действующим нормативным требованиям [1] методика оценки сопротивления усталости несущих конструкций локомотивов предусматривает определение запаса прочности при её минимальной допускаемой величине  $[n_\sigma]$ , равной 2,0. Она обоснована результатами исследований и анализа технического состояния деталей, подтверждена многолетним опытом эксплуатации локомотивов и соответствует конструкторско-технологическим особенностям экипажной части локомотивов, а также сложившимся условиям их эксплуатации. Однако коэффициент запаса не в полной мере учитывает случайный характер эксплуатационных нагрузок, под воздействием которых происходит накопление усталостных повреждений, не позволяет оценить ресурс и судить о вероятности поломки конструкции или степени такого риска за срок её службы. В то же время, в условиях увеличения нагруженности конструкций с развитием тяжеловесного и скоростного движения, а также в связи со старением подвижного состава (ПС) и выработкой назначенных сроков службы, эти показатели в ближайшей перспективе на железнодорожном транспорте наряду с прочностью и надёжностью становятся определяющими [2]. Это обуславливает разработку и внедрение вероятностных методов расчёта на прочность при переменных напряжениях, учитывающих случайный характер действующих нагрузок и вариацию характеристик сопротивления усталости материалов и деталей, на основе проведения комплекса теоретических и экспериментальных исследований [3].

В частности, характеристики сопротивления усталостному разрушению на различных стадиях жизненного цикла изделий определяются в результате испытаний на усталость образцов, моделей, натуральных деталей и конструкций в целом на специализированном испытательном оборудовании (рис. 1).

Проведение обширных ходовых динамико-прочностных испытаний локомотивов на испытательных полигонах в условиях эксплуатации изучается фактическая нагруженность конструкций (рис. 2).

Наряду с этим, накопленный опыт позволяет ставить виртуальные эксперименты с моделированием движения локомотива по рельсовым путям для определения эксплуатационной нагруженности исследуемых элементов конструкции. На рис. 3 показана модель секции тепловоза, которая построена с использованием программного комплекса динамического моделирования механических систем железнодорожного транспорта MSC.ADAMS-Rail. Она а) учитывает фактическую упругость рам тележек и позволяет получать расчетным путем динамические напряжения в раме.

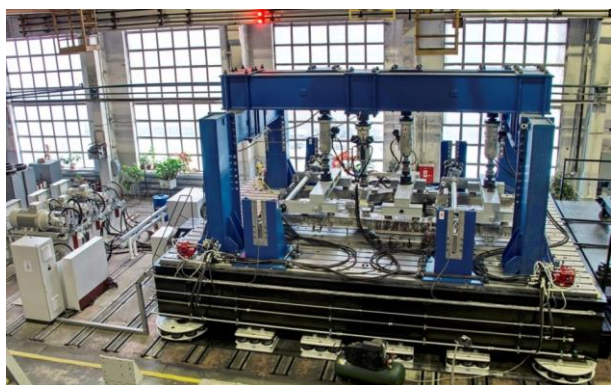


Рис. 1. Стендовые испытания на усталость рамы трехосной тележки тепловоза

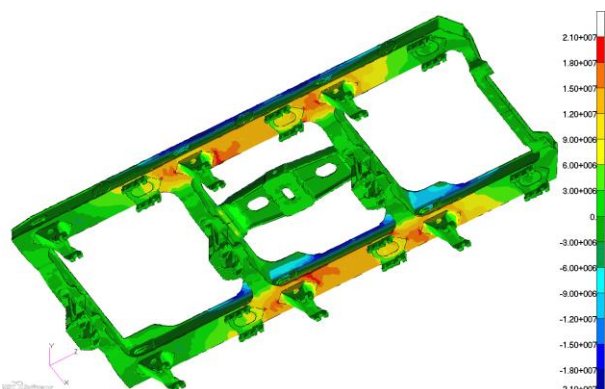


Рис. 2. Распределение напряжений (Па) в раме тележки тепловоза по результатам расчёта МКЭ под действием эксплуатационных нагрузок

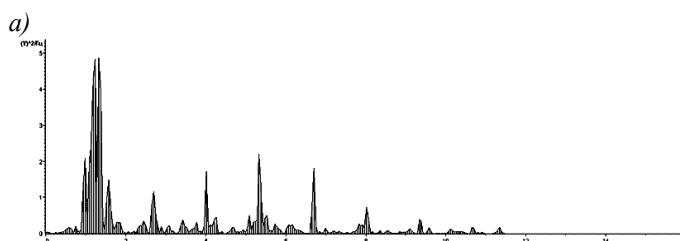
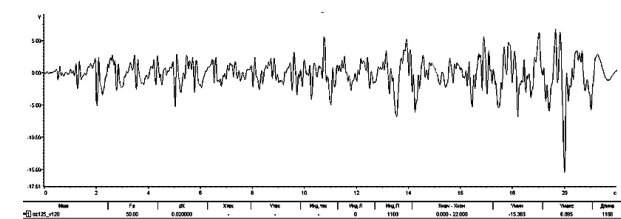
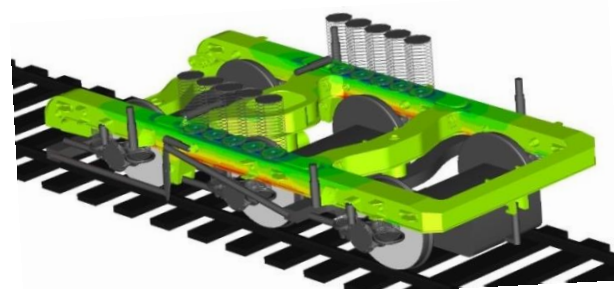
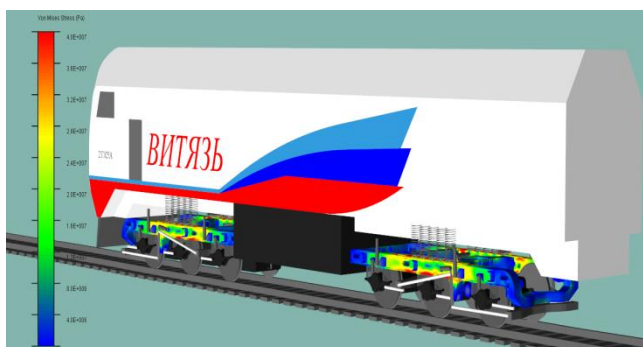


Рис. 3. Численное моделирование эксплуатационной нагруженности экипажной части локомотива: а) - воспроизведение случайного процесса нагружения в исследуемой зоне тележки при моделировании движения тепловоза; б) – осциллограмма; в) - спектральная плотность амплитуд напряжений в наиболее нагруженной зоне рамы тележки при движении в прямой со скоростью 120 км/час

Получаемые при этом расчётные и экспериментальные данные позволяют применять вероятностные и статистические методы расчёта деталей на усталость, которые более полно учитывают случайный характер нагрузок, возникающих при движении локомотива по рельсовому пути, эксплуатационные режимы его работы, статистическую природу пределов выносливости конструкций, законы накопления усталостных повреждений, ограниченный срок службы деталей и другие факторы.

В основе применяемых методов определения ресурса конструкций локомотивов – линейная гипотеза накопления повреждений в материале детали при напряжениях ниже и выше предела её выносливости в вероятностной и детерминированной постановке [4]. При этом, в первом случае – это скорректированная гипотеза с использованием вторичной кривой усталости, учитывающей рассеяние характеристик нагруженности и сопротивления усталости, а во втором – при гигацикловом нагружении, когда кривая усталости рассматривается состоящей из двух наклонных ветвей: первая до базы испытаний  $10^7$  циклов, вторая – до  $10^9$  циклов, которые конструкция испытывает при длительной эксплуатации.

**Метод 1.** В реальной эксплуатации конструкции локомотивов воспринимают напряжения различного уровня. Для расчётов ресурса формируют суммарный режим (блок нагрузок), наиболее полно отражающий фактическую нагруженность конструкции (табл. 1).

Таблица 1 – Блок нагружения рамы тележки тепловоза (при  $V_{\max} = 100$  км/ч)

МПа	$\sigma_{ai}$	$\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a \max}}$	$t_i$	$\left(\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a \max}}\right)^m \cdot t_i$
	2	0,0833	0,196	0,0000007
	4	0,1667	0,310	0,0000398
	6	0,2500	0,201	0,0001962
	8	0,3333	0,132	0,000543
	10	0,4167	0,076	0,000955
	12	0,5000	0,039	0,001219
	14	0,5833	0,0196	0,001323
	16	0,6670	0,009	0,001188
	18	0,7500	0,0087	0,002065
	20	0,8333	0,0056	0,00225
	22	0,9167	0,0024	0,001553
	24	1,000	0,0007	0,0007

Согласно линейной гипотезе, предложенной А. Пальмреном и развитой применительно к расчётам деталей машин С.В. Серенсенем [5], А.И. Петрусевичем, Д.Н. Решетовым, М.А. Майнером и др., достижение предельного состояния (разрушение по зарождению трещины) происходит тогда, когда сумма накопленных долей усталостных повреждений достигает 1, то есть

$$a_i = \sum_{\sigma_{ai} \geq \sigma_{-1\theta}} \frac{n_i}{N_i} = 1 \quad (1)$$

В.П. Когаевым [6] на основе анализа данных многочисленных экспериментов предложена скорректированная линейная гипотеза, заключающаяся в том, что разрушение наступает и в том случае, когда эта сумма (1) не равна 1, а находится в пределах  $0,5 < a_\sigma < 2,0$ .

Тогда, если обозначить через  $t_i = \frac{n_i}{N_{\text{сум}}}$  – отношения числа циклов  $n_i$  амплитуд  $\sigma_{ai}$  к

суммарному числу циклов за весь срок службы детали и ввести безразмерный параметр

$$n_p = \frac{\sigma_{a \max}^{пред}}{\sigma_{-1\theta}}, \text{ где } - \text{ максимальное напряжение в предельном блоке нагружения, который}$$

подобен действующему блоку и вызывает разрушение детали при числе циклов нагружений  $N_{\text{сум}}$ , то условие разрушения приобретает вид:

$$\frac{N_{\text{сум}}}{N_0} = \frac{\alpha_p}{n_p^m \cdot \sum_{\frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a\max}} \geq \frac{1}{n_p}} \left( \frac{\sigma_{ai}}{\sigma_{a\max}} \right)^m \cdot t_i} \quad (2)$$

Зависимость (2) представляет собой уравнение так называемой вторичной кривой усталости в относительных координатах  $n_p$ ,  $N_{\text{сум}}/N_0$  (рис.4), которая соответствует первичной (исходной) кривой, но число циклов в ней измеряется не количеством циклов приложения напряжений постоянной амплитуды, а суммарным числом циклов, включающим напряжения всех уровней, входящих в блок нагружения.

Соотношение (2) позволяет определить лишь медианное значение долговечности, то есть величину, соответствующую 50% – ной вероятности неразрушения детали. Для определения долговечности с необходимой  $P\%$  – ной вероятностью неразрушения задаются соответствующий квантиль  $U_p$ , коэффициенты вариации  $v_{\sigma_{-1}}$  и  $v_{\sigma_a}$  нормально распределённых величин предела выносливости  $\sigma_{-1\delta}$  и максимального напряжения  $\sigma_{a\max}$ .

соответственно. В результате, находится относительный коэффициент запаса  $\tilde{n} = \frac{n_p}{n} = \frac{\sigma_{a\max}^{np\delta}}{\sigma_{a\max}}$  по формуле

$$U_p = \frac{1 - \tilde{n}}{\sqrt{\tilde{n}^2 v_{\sigma_{-1}}^2 + v_{\sigma_a}^2}}, \quad (3)$$

Где  $\tilde{n} = \sigma_{a\max} / \sigma_{-1\delta}$  – действительный коэффициент нагруженности детали.

Особенностью несущих конструкций (рам тележек, главных рам, кузовов) локомотивов является то, что величины максимальных напряжений в блоках их нагружения всегда значительно ниже пределов выносливости. Поэтому разрушение этих конструкций возможны лишь в случаях, когда за счёт рассеяния нагрузок и пределов выносливости некоторая доля максимальных напряжений в блоке нагружения окажется выше предела выносливости детали. На рис. 4 вероятная доля возможных разрушений показана закрашенной.

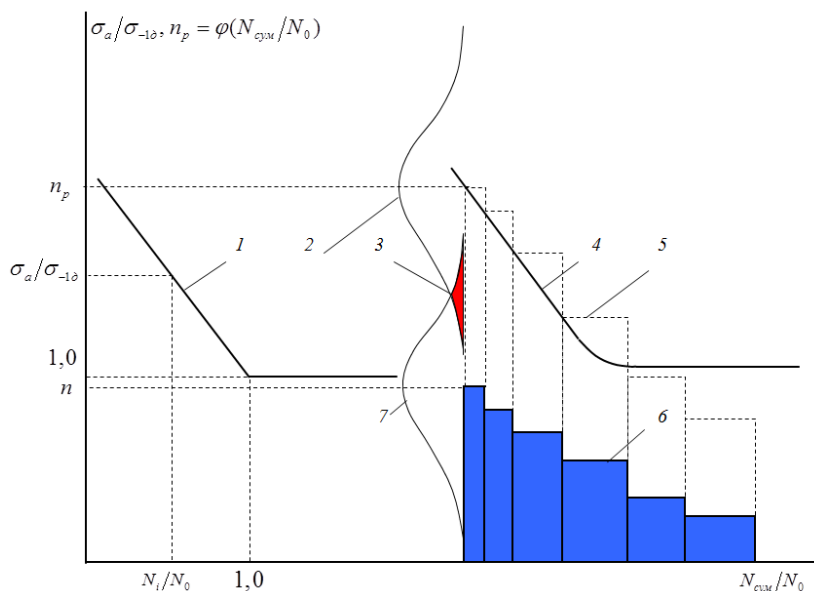


Рис.4. Первичная и вторичная кривые усталости в относительных логарифмических координатах (1 – первичная кривая усталости; 2 – закон рассеяния предела выносливости детали; 3 – зона амплитуд, вызывающих относительное повреждение детали; 4 – вторичная кривая усталости, соответствующая действующему блоку нагружения; 5 – предельный блок нагружения, пропорциональный действующему и соответствующий заданному числу циклов; 6 – действующий блок нагружения; 7 – закон рассеяния действующего блока нагружения)

Вычислив суммарное число циклов, которое деталь может выдержать до разрушения и, подсчитав число циклов, которое она испытывает за 1 год эксплуатации

$$N_1 = \frac{L_1}{V_{cp}} \cdot f \cdot P_9 \cdot 3600, \quad (4)$$

где  $L_1$ , км - годовой эксплуатационный пробег локомотива,  $V_{cp}$ , км/час – его средняя

эксплуатационная скорость,  $f$ , Гц – основная частота изменения амплитуд напряжений в рассматриваемой детали,  $P_{\sigma}$  – доля движения локомотива со скоростями, вызывающими напряжения  $\sigma_{ai} > 0,5 \sigma_{-1\sigma}$ , определяется расчётный ресурс  $\tau_p^p = \frac{N_{\text{сум}}}{N_1}$  лет.

**Метод 2.** Из уравнения аппроксимированной кривой усталости (для второй наклонной ветви, рис. 5 находим:

$$N_p = \left( \frac{\sigma_{-1\sigma}}{\sigma_{a\sigma}} \right)^{m_2} \cdot N_0 = n_{\sigma}^{m_2} \cdot N_0 \quad (\text{при } m_1 = 5, m_2 = 2 \cdot m_1 - 1 = 9), \quad (5)$$

где  $N_p$  – число циклов нагружения детали до предельного состояния по исчерпанию сопротивления усталости (начала разрушения);

$\sigma_{-1\sigma}$  – предел выносливости детали для заданной вероятности неразрушения  $P$  (определяется в зависимости от квантиля нормального распределения  $U_p$  [7], при  $P$  и  $\nu$  – коэффициент вариации)

$$\sigma_{-1\sigma} = \bar{\sigma}_{-1\sigma} \cdot (1 - U_p \cdot \nu); \quad (6)$$

$\bar{\sigma}_{-1\sigma}$  – среднее значение предела выносливости (определяемый с  $P = 0,5$ );

$N_0 = 5 \cdot 10^6 \dots 10^7$  цикл. – число циклов, соответствующее фактической точке перегиба кривой усталости;

$\sigma_{a\sigma}$  – амплитуда (эквивалентная) динамических напряжений от эксплуатационных нагрузок. Она определяется путем статистической обработки схематизированных случайных процессов с построением гистограмм распределения текущих значений амплитуд динамических напряжений ( $\sigma_{ai}$ ) при различных скоростях движения с учетом их доли в эксплуатации локомотива ( $P_{Vi}$ ) (ГОСТ Р55513, таблица 8.3) по формуле

$$\sigma_{a\sigma} = \sqrt[m]{\frac{N_{\text{сум}}}{N_0} \sum P_{Vi} \cdot \sum \sigma_{ai}^m \cdot P_{\sigma_i}} \quad (7)$$

где  $N_{\text{сум}} = f_{\sigma} \cdot \frac{365 \cdot 10^3}{\bar{V}} \cdot \bar{L} \cdot t_{cc}^p$  – суммарное число циклов динамических напряжений за расчетный срок службы  $t_{cc}^p$  в годах;

$f_{\sigma} = \sum f_i \cdot P_{Vi}$  – эффективная частота процесса нагружения (находится в зависимости от доли каждого уровня частоты ( $f_i$ ) на каждой скорости движения тепловоза;

$\bar{L}$  – среднесуточный пробег локомотива (км/сутки);

$\bar{V}$ , м/с – расчетная средняя техническая скорость движения поезда (по таблице 8.3 ГОСТ Р55513);

$P_{Vi}$  – вероятность появления амплитуды напряжения  $i$ -того уровня.

Зная рассчитанный по замеренным при испытаниях напряжениям коэффициент запаса  $\bar{n}_{\sigma}$ , принимаемый за среднее значение, при его пересчете по формуле (6) получим значение величины  $n_{\sigma}$ . Тогда:

- из зависимости  $n_N = \varphi(n_{\sigma})$ , разработанной Н.А. Махутовым [8], получаем соответствующий запас по долговечности  $n_N$ ;

- безопасное число циклов нагружения детали (ресурс по числу циклов)  $[N] = N_p / n_N$  цикл.;

- безопасный срок эксплуатации локомотива от даты постройки при годовом пробеге  $L_1$



$$[\tau] = [N] / N_1 \text{ лет.}$$

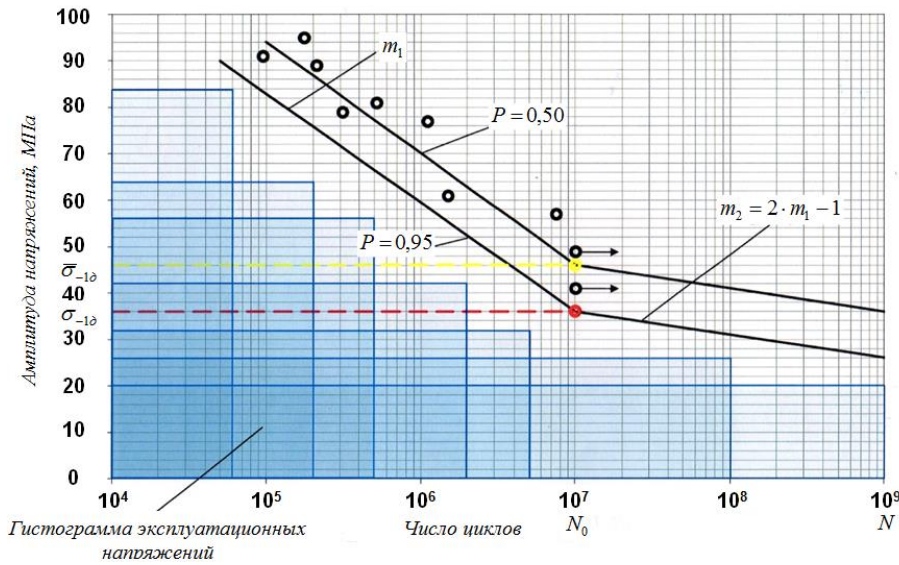


Рис. 5. Гистограмма нагруженности детали и параметры уравнения правой и левой ветвей кривой усталости:  $m_1, m_2$  – показатели угла наклона ветвей кривой усталости;  $\bar{\sigma}_{-1d}, \sigma_{-1d}$  – предел выносливости детали при вероятности разрушения  $P = 0,50$  и  $P = 0,95$ ;  $N_0$  – база испытаний

В настоящее время разрабатываются стандарты по методам и порядку определения ресурса объектов ПС и объектов инфраструктуры, направленные на научно-обоснованное управление ресурсом объектов железнодорожного транспорта, снижение эксплуатационных расходов на его обеспечение и поддержание в заданных пределах. Изложенный подход является его составной частью.

Предложенные методы могут использоваться для расчета ресурса детали на стадии проектирования и в процессе эксплуатации, а также остаточного и продленного срока службы. В перспективе, по мере накопления эксплуатационных и опытных данных, будет уточняться и учитываться более широкий круг повреждающих факторов.

## Литература

1. ГОСТ Р 55513-2013 «Локомотивы. Требования к прочности и динамическим качествам».
2. Стратегия научно-технического развития холдинга «Российские железные дороги» на период до 2020 года и перспективу до 2025 года. «Белая книга» (утв. от 31.08.2007 № 964).
3. Оганьян Э.С., Волохов Г.М. Расчёты и испытания на прочность несущих конструкций локомотивов: учебн. пособие. – М.: ФГБОУ «Учебно – методический центр по образованию на железнодорожном транспорте», 2013. – 326 с.
4. Махутов Н.А., Гапанович В.А., Коссов В.С., Оганьян Э.С., Красюков Н.Ф., Волохов Г.М. Методы определения ресурса и циклической прочности конструкций экипажной части локомотивов // ТРАНСПОРТ: Наука, техника, управление. ВИНТИ РАН. Москва, 2016. № 10. С. 3 – 12.
5. Серенсен С.В., Когаев В.П., Шнейдерович Р.М. Несущая способность и расчеты деталей машин на прочность. – М.: Машиностроение, 1975. – 448 с.
6. Когаев В.П. Расчеты на прочность при напряжениях, переменных во времени. /Под ред. А.П. Гусенкова. – М.: Машиностроение, 1993. – 364 с.
7. Шор Я.Б. Статистические методы анализа и контроля качества и надежности. – Изд-во «Советское радио». – М., 1962. – 552 с.
8. Махутов Н. А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. – В 2-х частях. Часть 2: Обоснование ресурса и безопасности. – Новосибирск, «Наука», 2005. – 610с.

**ДУГОВАЯ ТРЕЩИНА СО СВЯЗЯМИ В КОНЦЕВОЙ ОБЛАСТИ, НА ГРАНИЦЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО ВКЛЮЧЕНИЯ И МАТРИЦЫ**  
**BRIDGED CIRCUMFERENTIAL CRACK BETWEEN CYLINDRICAL INCLUSION AND MATRIX**

**М.Н. Перельмутер** – д.ф.-м.н., с.н.с.

Институт проблем механики им. А.Ю. Ишлинского РАН

*perelm@ipmnet.ru*

**Abstract.** The boundary element method has been applied to analyze stresses distribution at crack bridged zone and to calculate module of stress intensity factors for structures with bridged interface cracks under mechanical loading. For modeling structures are divided into homogeneous parts and the bridged zones of interface cracks are considered as parts of these cracks. The problem for a circumferential bridged crack placed on the interface between a cylindrical inclusion and a matrix in composite material is considered.

**Key words:** Boundary elements method, cracks, crack, bridged zone

**Аннотация.** Метод граничных элементов используется для анализа напряженного состояния и расчета модуля коэффициентов интенсивности напряжений для трещин на границе соединения материалов при учете взаимодействия берегов трещин в концевой области. При моделировании конструкция разделяется на однородные подобласти и полагается, что концевая область является частью трещины. Рассмотрена задача для трещины в форме дуги окружности, расположенной на границе соединения цилиндрического включения и матрицы в композиционном материале. □

**Ключевые слова:** метод граничных элементов, трещины, концевая область

### **Введение**

Развитие работ по механике составных конструкций приводит к необходимости анализа процессов разрушения по неплоским границам соединений различных материалов с трещинами сложной формы. Криволинейные трещины возникают на границах отверстий и включений, где, ввиду высокой концентрации напряжений, образуются зоны предразрушения, частично или полностью охватывающие контур отверстия. Большая часть работ по механике разрушения кусочно-однородных тел посвящена рассмотрению задач о прямолинейных трещинах на границе соединения материалов или задач о трещинах на границе цилиндрического включения и матрицы [1-4]. В указанных работах взаимодействие берегов трещины не рассматривалось, а соединение материалов вне трещины полагалось идеальным. Задача о трещине на границе включения и матрицы с учетом контактных зон вблизи вершины трещины, рассматривалась в работе [5]. Рассмотрение неидеального соединения в рамках когезионной модели выполнено в [6] (см. также цитированные там статьи). Модель соединения между включением и матрицей в виде линейно-упругих пружин рассмотрена в [7], где полагается, что линейно-упругий слой полностью окружает включение, и сингулярность напряжений на краю зоны разупрочнения (в вершине трещины) не рассматривается. Задачи о криволинейных трещинах со связями в концевой области, на границе соединения материалов, с учетом сингулярности напряжений в вершине трещины ранее не рассматривались.

### **Постановка задачи и результаты**

В докладе представлены результаты решения задачи о дуговой трещине со связями в концевой области на границе цилиндрического включения и матрицы. Численное решение граничных интегральных уравнений для двумерной задачи теории упругости получено методом граничных элементов (МГЭ) с учетом сингулярности напряжений в вершине трещины [8]. Полагается, что между включением и пластиной (матрицей) существует зона

ослабленных адгезионных связей в форме дуги окружности, которая рассматривается в рамках расчетной схемы МГЭ как трещина, полностью или частично заполненная связями и расположенная симметрично относительно направления приложения растягивающей нагрузки.

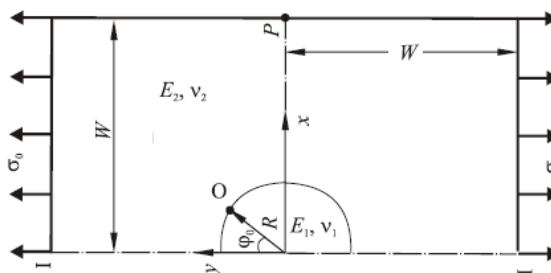


Рис.1 Пластина с дуговой трещиной на границе соединения включения и матрицы

Ввиду симметрии задачи при численном решении рассматривалась половина квадратной пластины ( $W/R = 10$ ,  $\varphi = 30^\circ$ ) с трещиной при одноосном растяжении вдоль оси  $OY$  равномерно распределенной нагрузкой, коэффициент заполнения связями которой может изменяться, состояние плоской деформации, вершина трещины находится в точке  $O$  (рис.1). Учет симметрии задачи выполнялся путем наложения граничных условий вдоль оси симметрии **I-I**: равенство нулю нормальных перемещений и касательных усилий. Для исключения движения тела как жесткого целого в точке  $P$  полагалось равным нулю перемещение в направлении оси  $OY$ .

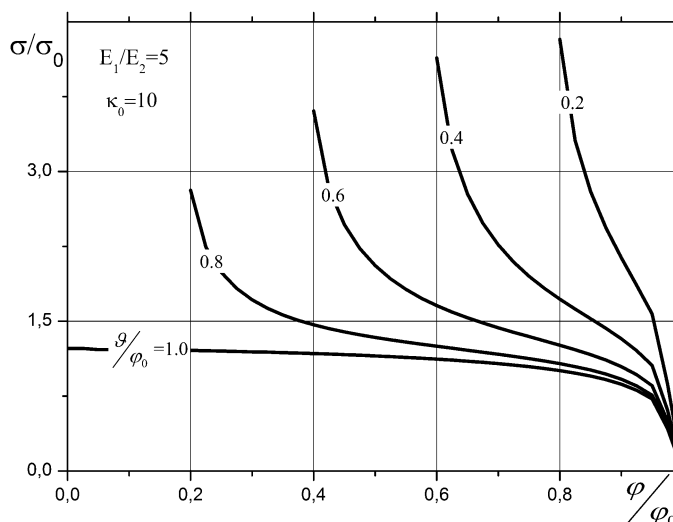


Рис.2 Распределения модуля вектора усилий в связях вдоль концевой области дуговой трещины на границе соединения матрицы и включения,  $\varphi/\varphi_0$  - угловая координата вдоль концевой области

Распределение модуля вектора усилий в связях вдоль концевой области трещины для различных коэффициентов заполнения дуговой трещины связями  $g/\varphi_0$  показаны на рис.2, где  $g$  угловая мера длины концевой области трещины и  $0 < g \leq \varphi_0$ . Безразмерный угловой параметр  $\varphi/\varphi_0$  определяет положение текущей точки вдоль концевой области дуговой трещины. Линия симметрии конструкции **I-I** соответствует значению  $\varphi = 0$ , а угловой размер концевой области трещины отсчитывается от центра трещины (точка с координатами  $x = 0, y = R$ , см. рис.1). При увеличении размера концевой области трещины распределение усилий вдоль концевой области стремиться к однородному с небольшим участком неоднородности вблизи вершины трещины. Модуль вектора усилий достигает максимального значения на краю концевой области. Причем, если  $g/\varphi_0 = 0.2$ , то величина усилий на краю концевой области достигает наибольшего возможного значения  $\sigma/\sigma_0 \approx 4.3$  для всех размеров концевых областей. Отметим, что аналогичная зависимость имеет место и для прямолинейной трещины в составной пластине [8].

Зависимости модуля коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) от относительной жесткости связей для трещины, заполненной связями ( $\vartheta/\varphi_0 = 1$ ), полученные при различных значениях модуля упругости включения, приведены на рис.3. Модуль КИН вычислялся по значениям усилий вблизи трещины. Случай  $\kappa_0 = 0$  соответствует трещине с берегами, свободными от нагрузки (без связей). При возрастании относительной жесткости включения  $E_1/E_2$  модуль КИН также увеличивается, и влияние жесткости связей на величину модуля КИН проявляется сильнее. Значительное изменение модуля КИН происходит при относительно мягких связях, а при увеличении жесткости связей происходит стабилизация экранирующего влияния связей. Этот эффект более заметен в случае однородного тела или «мягкого» включения ( $E_1/E_2 < 1$ ).

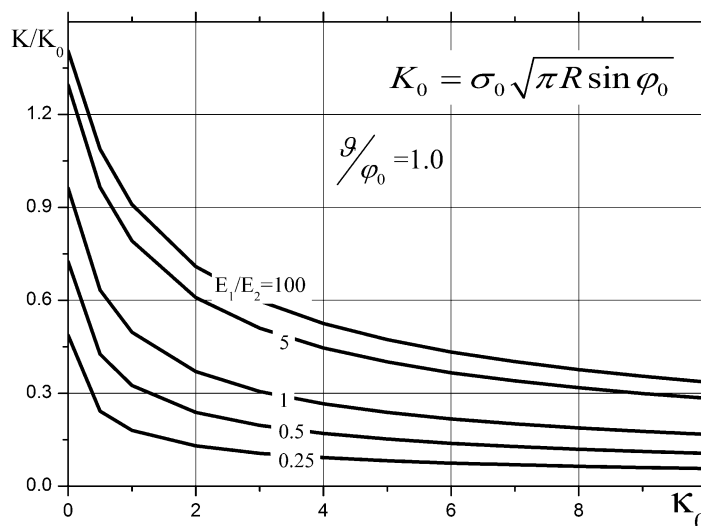


Рис.3 Трещина на границе соединения включения и матрицы: зависимости модуля КИН от относительной жесткости связей

Зависимость модуля КИН от коэффициента заполнения трещины связями приведена на рис.4 для случая относительно жестких связей  $\kappa_0 = 10$ . Если коэффициент заполнения связями  $\vartheta/\varphi_0 \approx 0.3$ , то экранирующее влияние связей близко к насыщению, причем в случае однородного тела или мягкого включения эффект наблюдается при меньшем заполнении трещины связями.

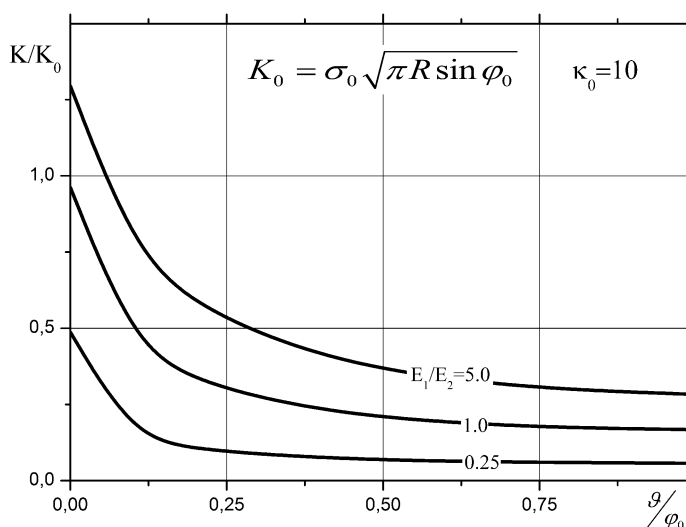


Рис.4 Трещина на границе соединения включения и матрицы: зависимости модуля КИН от коэффициента заполнения трещины

Работа выполнена при поддержке РФФИ - проекты №14-08-01163 и №14-01-00869.

## Литература

1. Черепанов Г. П., О напряженном состоянии в неоднородной пластинке с разрезами // Изв. АН СССР, ОТН, Механика и машиностроение – 1962- № 1. – С.131-137.
2. Perlman A.B., Sih G.C. Elastostatic problems of curvilinear cracks in bonded dissimilar materials // Int. J Eng Sci. – 1967. – V. 5.– P. 845–867.
3. Toya M. Crack along interface of a circular inclusion embedded in an infinite solid // J Mech. Phys Solids. – 1974.– V. 22. – P. 325 – 348.
4. Prasad P. B. N., Simha K. R. Y. Interface crack around circular inclusion: SIF, kinking, debonding energetics // Engineering Fracture Mechanics. 2003. Vol. 70, no. 2. P. 285 – 307.
5. Chao R., Laws N. The Fiber-Matrix Interface Crack // Journal of Applied Mechanics. 1997. Vol. 64, no. 4. P. 992–999.
6. Xie M., Levy A. J. Defect propagation at a circular interface // International Journal of Fracture. 2007. Vol. 144, no. 1. P. 1–20.
7. Tavera L., Mantic V., Graciani E., Paris F. BEM analysis of crack onset and propagation along fiber-matrix interface under transverse tension using a linear elasticity - brittle interface model // Engineering Analysis with Boundary Elements. 2011. Vol. 35, no. 2. P. 207 – 222.
8. Перельмутер М.Н. Анализ напряженного состояния в концевой области трещины на границе раздела материалов методом граничных элементов // Вычислительная механика сплошных сред. – 2012. – Т. 5, № 4. – С. 415-426.

# ОЦЕНКИ ДОЛГОВЕЧНОСТИ КОМПОЗИТНЫХ ПЛАСТИН С РАССЛОЕНИЯМИ<sup>1</sup>

## LIFE-TIME ESTIMATION FOR COMPOSITE LAMINATES WITH DELAMINATIONS

А.Н.Полилов – д.т.н, проф., зав.лаб., Н.А.Татусь – к.т.н., ст.н.с.  
Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН  
[nikalet@mail.ru](mailto:nikalet@mail.ru)

**Abstract.** The report presents the models of damage accumulation and delamination growth under cyclic tension-compression loading of CFRP laminates. The effective modulus of elasticity decrease at delamination area and it can be estimated by linear mix-rule. So, under constant strain amplitude loading one can estimate the elastic energy release rate and use Paris-type equation for delamination size growth with number of cycles.

**Key-words.** CFRP, composite material, delamination growth, fatigue, cyclic loading, Paris law, energy release rate.

**Аннотация.** Под механикой разрушения в узком смысле часто понимают механику роста трещин. В условиях циклического нагружения в материалах происходят различные процессы: возникновение и накопление микрповреждений, дислокаций, их слияние в макротрещину, рост макротрещины, сопровождающийся, в свою очередь, интенсивным ростом поврежденности в «зоне процесса разрушения» (*process zone*), около кончика трещины. Зарождение, слияние, размножение для различных материалов могут занимать разную долю времени жизни изделия. Когда-то считалось, что трещины в конструкции недопустимы, и незачем их изучать. Но поскольку выяснилось, что во всех конструкциях трещины есть, вопрос ставится иначе: какое время или сколько циклов нагружения может выдержать конструкция, пока трещина не подрастет до критической длины.

В статье рассмотрена аналогия модели накопления повреждений с уравнением Пэриса-Эрдогана для скорости роста усталостной трещины, а также модификации этого уравнения на случаи роста расслоений в углепластиках для оценки долговечности композитных конструкций с применением энергетического критерия типа Гриффитса.

**Ключевые слова:** волокнистые композиты, расслоение, долговечность, уравнение Пэриса, циклическая нагрузка, скорость высвобождения упругой энергии.

### 1. Модель накопления повреждений в матрице

Классическое кинетическое уравнение Работнова-Качанова для роста параметра поврежденности  $\omega$  в однородном материале в зависимости от эффективного напряжения  $\sigma_e = \sigma / (1 - \omega)$  принимается в степенном виде, чтобы было удобно находить параметры материала  $C$ ,  $n$  по линейной зависимости в логарифмических координатах (аналогия с уравнением Пэриса (3)):

$$d\omega / dN = C\sigma_e^n. \quad (1)$$

Интегрируя уравнение роста параметра поврежденности (1) и подставляя начальные условия ( $\omega = 0$  при  $N = 0$ ), получим

$$1 - (1 - \omega)^{n+1} = A(n+1)N, \text{ где } A = C\sigma^n. \quad (2)$$

Можно рассмотреть по аналогии с последующим разделом 2 условия окончательного разрушения:

<sup>1</sup> Работа выполнена при поддержке РФФИ, грант № 15-08-01472

1. Всё сечение разрушено:  $\omega = 1$ . Критическое число циклов из (2):  $N^* = [A(n+1)]^{-1}$ .
2. Сечение уменьшилось пропорционально  $\omega$ , и напряжение в расчете на ослабленное сечение  $F = F_0(1-\omega)$  достигло предела прочности  $\sigma_0$ . Критическое число циклов  $N^{**} = N^* [1 - (\sigma/\sigma_0)^{1+n}]$ . Если принять  $n = 2$ , а приложенное напряжение  $\sigma = 0,5\sigma_0$ , то поправка составит 12%. Разброс по циклической долговечности на разных образцах достигает 100 %, поэтому уточнения на проценты несущественны, и часто пользуются простейшим условием 1.
3. Поврежденность достигла некоторого критического значения  $\omega^* \leq 1$ , при котором начинается неустойчивый рост дефектов. Последнее предположение наиболее правдоподобно и соответствует событию 3 для роста усталостной трещины (см. разд. 2). Такой же качественный вывод следует из анализа «модели пучка волокон», когда накопление дискретных разрывов волокон, задолго до разрушения всех волокон, приводит к возникновению неустойчивого процесса последовательного разрыва волокон без роста (при уменьшении) внешней нагрузки, что соответствует возникновению «падающего» участка на диаграмме деформирования. Эксперименты по нагружению углепластиков с разной скоростью деформации показывают, что критическое значение параметра поврежденности  $\omega^*$  не является константой материала, а равно 0,5...0,7, т. е. существенно меньше единицы. Критическое число циклов  $N^{***} = N^* [1 - (1 - \omega^*)^{1+n}]$ . Если принять  $n = 2$ ,  $\omega^* = 0,7$ , то поправка по сравнению с  $N^*$  составит всего 3 %.

## 2. Модель накопления повреждений в матрице

Статическая прочность однонаправленных композитов на растяжение вдоль волокон определяется в основном прочностью волокон, которая слабо чувствительна ко времени нагружения. Однако в условиях длительного или циклического нагружения матрица может существенно влиять на запаздывающее разрушение (*delayed fracture*). Для объяснения этого феномена рассмотрим квазиструктурную модель длительного разрушения однонаправленных композитов, растягиваемых вдоль волокон. Согласно этой модели двухфазного материала только один компонент – матрица – считается чувствительным ко времени и циклам нагружения, а прочность второго компонента – волокон – имеет статистический разброс, и поэтому реализация прочности волокон зависит от степени поврежденности матрицы  $\omega$ . Считаем для простоты, что эта зависимость линейна

$$\sigma(\bar{N}) = \sigma_0 - (\sigma_0 - \sigma_\infty)\omega(\bar{N}); \quad \bar{N} = \lg N. \quad (3)$$

Для феноменологического подхода достаточно считать, что условие  $\omega = 0$  соответствует неповрежденной матрице и статической прочности  $\sigma_0$ , а условие  $\omega = 1$  связано с полным нарушением сплошности матрицы и с работой волокон как пучка с пределом длительной прочности  $\sigma_\infty$ .

Можно по аналогии с (1) рассмотреть кинетическое уравнение роста поврежденности матрицы в зависимости от нормированного приложенного напряжения:

$$\bar{\sigma} = (\sigma - \sigma_\infty) / (\sigma_0 - \sigma_\infty); \quad (4)$$

$$d\omega / d\bar{N} = K^{-1} (\bar{\sigma})^m, \quad (5)$$

из которого после интегрирования и подстановки в (3) получаем:

$$\bar{N} = K \frac{(\sigma_0 - \sigma) (\sigma_0 - \sigma_\infty)^{m-1}}{(\sigma - \sigma_\infty)^m}. \quad (6)$$

Заметим, что согласно (5) скорость роста поврежденности матрицы не зависит от параметра поврежденности, как в (1). Это связано с тем, что основную нагрузку воспринимают волокна, а уменьшение эффективного сечения за счет поврежденности приводит как к уменьшению эффективного модуля, поэтому при заданной деформации

напряжения в матрице убывают с уменьшением модуля и растут за счет уменьшения сечения. В результате можно считать, что эффективное напряжение (а, следовательно, и скорость роста поврежденности) в матрице не зависит от уровня поврежденности: см. (5). Зависимость (6) механически обоснована и обеспечивает при  $\bar{N} = 0$  переход к статической прочности  $\sigma_0$ .

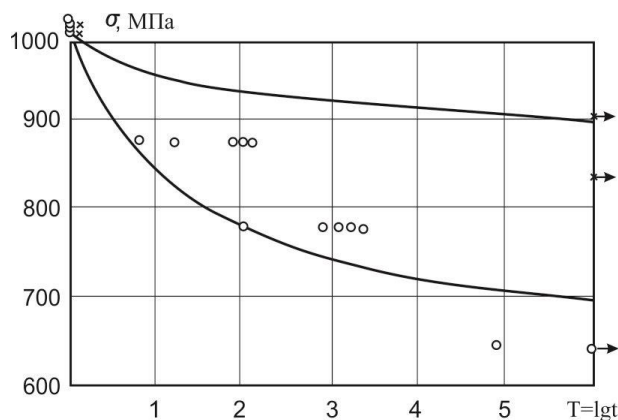


Рис. 1. Условные зависимости длительной прочности углепластиков с одинаковыми волокнами, но с разными матрицами: 1 – вискеризованная матрица, 2 – обычная эпоксидная

На рис. 1 представлена обработка данных по формуле (6) для образцов из углепластиков. Для простоты полагали  $m = 2$ ,  $\sigma_\infty / \sigma_0 = 0,5$ , и обработка данных связана с нахождением единственного параметра повреждаемости матрицы  $K$ , который для кривых 1 и 2 на рис. 1 равен 17,4 и 1,5, соответственно. Как видно, предложенная квазиструктурная модель дает достаточно хорошее описание эксперимента и позволяет оценить влияние повреждаемости матрицы на длительную прочность однонаправленных композитов при растяжении вдоль волокон.

### 3. Критерии разрушения в результате роста усталостной трещины

Сопrotивление росту усталостной трещины – важнейшее свойство конструкционного материала, и оно тщательно изучается в опытах. Образец с трещиной подвергается циклическому нагружению, и измеряют (визуально, с помощью оптических приборов) увеличение длины трещины с ростом числа циклов. Зависимость длины от числа циклов получается сильно нелинейной, и надо найти такие параметры, связь между которыми была бы степенной, то есть линейной в логарифмических координатах. Такими параметрами оказались скорость роста трещины (в английском языке: *rate*, а не *speed* или *velocity*), т. е. производная  $dl/dN$  от длины трещины  $l$  по числу циклов  $N$ , и размах коэффициента интенсивности напряжений:  $\Delta K = \Delta\sigma\sqrt{\pi l}$ , где  $l$  – длина трещины в бесконечной пластине, растягиваемой циклическим напряжением с размахом  $\Delta\sigma$ . Предложений по виду зависимости между этими параметрами существует много, но мы для иллюстрации аналогии с (1) остановимся на наиболее простом и традиционном уравнении Пэриса-Эрдогана:

$$dl/dN = C_1 (\Delta K)^{n_1}. \quad (7)$$

Интегрируя (7), получим зависимость длины трещины от приложенных напряжений и от числа циклов

$$l^{1-n_1/2} = l_0^{1-n_1/2} + (1-n_1/2) A_1 N, \text{ где } A_1 = C_1 (\Delta\sigma\sqrt{\pi})^{n_1}. \quad (8)$$

Окончательное разрушение может произойти в результате одного из трех событий, которые соответствуют приведенным выше в разд. 1 трём критическим условиям для роста параметра поврежденности  $\omega$ :

1. Усталостная трещина дойдёт до края элемента.
2. Подрастание трещины приведет к уменьшению нетто-сечения, и напряжение в расчете на нетто-сечение достигнет предела прочности  $\sigma_0$ .



3. Длина трещины достигнет критического значения для условия хрупкого разрушения по Гриффитсу при действующем уровне максимальных напряжений:  $l = l^* = \frac{K_C^2}{\pi\sigma_{\max}^2}$ . Данное условие

3 наиболее опасно; оно, как правило, для хрупких материалов достигается раньше двух первых, и именно его следует использовать в качестве критерия оценки долговечности конструкции с трещиной.

Ниже изложен аналогичный подход к описанию роста трещин расслоения.

#### 4. Рост расслоений при циклическом растяжении-сжатии

Расслоение (нарушение связи между слоями) - характерный дефект композитов, возникающий, в частности, при воздействии низкоскоростного (непробивающего) удара по композитной пластине. В зоне расслоения снижается эффективный модуль упругости композита  $E_0$  по сравнению с модулем упругости  $E$  неповрежденного материала.

Запишем выражение для упругой энергии  $U$  пластины площадью  $S$ , толщиной  $h$  при равномерной деформации  $\varepsilon$  и при наличии расслоения площадью  $S_0$ :

$$U = \frac{1}{2} \varepsilon^2 h [(E(S - S_0) + E_0 S_0)]. \quad (9)$$

Если произошло расслоение на  $m$  слоев, то работа расслоения оценивается как  $\gamma_c(m-1)S_0$ . Расслоение предполагается эллиптической формы с полуосями  $a$  и  $b$ , и считается, что отношение полуосей  $a/b$  сохраняется при росте расслоения (рис. 2).

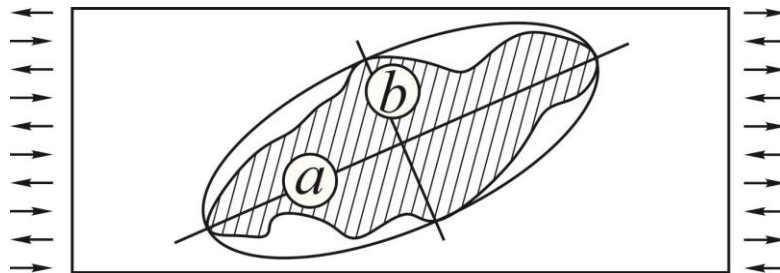


Рис. 2. Схематическая замена расслоения межслойным дефектом эллиптической формы

При экспериментальном исследовании за большую полуось  $a$  принимается максимальный размер обнаруженного расслоения, а за  $b$  - размер расслоения в перпендикулярном направлении по отношению к направлению максимального размера. Поэтому считается, что площадь расслоения  $S_0 = \pi ab$ . Модуль упругости в зоне расслоения из-за отсутствия связи между слоями оценивается по линейному правилу смесей в предположении об однородной деформации в слоях:  $E_0 = \frac{1}{h} \sum_{i=1}^m E_i h_i < E$ ;  $h = \sum_{i=1}^m h_i$ . Скорость высвобождения упругой энергии  $G$  при росте расслоения выражается в виде:

$$G = - \frac{\partial U}{\partial [(m-1)S_0]} = \frac{\varepsilon^2 h}{2(m-1)} (E - E_0). \quad (10)$$

Для описания роста размеров расслоения при циклическом нагружении предлагается использовать модификацию уравнения Пэриса-Эрдогана (7):

$$\frac{\partial S_0}{\partial N} = C_2 G_{\max}^{n_2}; \quad (G_{\max} \leftrightarrow \varepsilon_{\max}). \quad (11)$$

Здесь  $N$  - число циклов;  $C_2$  и  $n_2$  - экспериментально определяемые параметры.

Постановка критерия роста расслоения в терминах коэффициента интенсивности напряжений (КИН) невозможна, так как – формально – при растяжении или сжатии продольное расслоение не вносит искажений в поле напряжений, и поэтому КИН равен нулю.

Приведём без обсуждения особенностей и преимуществ некоторые варианты модификации уравнения типа Пэриса для скорости роста расслоений в композитах:

$$\frac{\partial a}{\partial N} = Ca^m (\tau_{\max} - \tau_{\min} - \tau_{th})^n; \quad \frac{\partial a}{\partial N} = C\Delta\sigma^n \left(\frac{1+r}{1-r}\right)^m, \quad (12)$$

$th$  – *threshold* – пороговое значение напряжений (при меньшем напряжении расслоение не растет);  
 $r$  – коэффициент асимметрии цикла, отношение наименьшего напряжения в цикле к наибольшему.

Другие предложенные варианты описания скорости роста расслоений через размах напряжений или скорости высвобождения энергии:

$$\frac{\partial a}{\partial N} = 2^n C\sigma_{mean}^n \left(\frac{1+r}{1-r}\right)^{m-n}; \quad \frac{\partial a}{\partial N} = C\Delta G^n \left(\frac{1+r}{1-r}\right)^m; \quad G = \frac{P^2}{2w} \frac{dC}{da};$$

$$\text{Варианты: } \Delta G = \left(\sqrt{G_{\max}} - \sqrt{G_{\min}}\right)^2; \quad \Delta G_{eff} = G_{\max} - G_{closure}.$$

Последнее значение  $C_{closure}$  – соответствует смыканию берегов трещины. Именно это значение, хотя имеет ясный физический смысл, но наиболее сложно и неоднозначно определяется в опыте.

Критериями окончательного выхода из строя композитной панели вследствие роста расслоений могут служить условия достижения расслоением края панели или выщелкивания слоя над расслоением при сжатии, изгибе или кручении панели.

**Выводы:** Для выбора адекватных моделей роста дефектов типа расслоений или расщеплений необходимо проводить специальные объемные эксперименты на углепластиках с различной структурой армирования. Прямое перенесение развитых для металлов подходов не позволяет получить надежные расчетные схемы для композитных элементов летательных аппаратов.

#### Список литературы

1. Полилов А.Н. Этюды по механике композитов. М.: Изд-во «Наука», ФИЗМАТЛИТ, 2015.- 320 с.
2. Малахов А.В., Полилов А.Н. Построение траекторий волокон, огибающих отверстие, и их сравнение со структурой древесины в зоне сучка//Проблемы машиностроения и надежности машин, 2013. - № 4. - С. 57 - 62.
3. Полилов А.Н. Механизмы снижения концентрации напряжений в волокнистых композитах//Прикладная механика и техническая физика, 2014.- Т. 55. - № 1.- С. 187 - 197.
4. Полилов А.Н., Татусь Н.А., Плитов И.С. Оценка влияния разориентации волокон на жесткость и прочность профилированных композитных элементов//Проблемы машиностроения и надежности машин, 2013. - №5.- С. 58 - 67.
5. Полилов А.Н., Татусь Н.А. Энергетические критерии расслоения полимерных волокнистых композитов (ПКМ)// Вестник ПНИПУ. «Механика», 2012. - № 3.- С. 176 - 203.

**ИССЛЕДОВАНИЕ ПОЛЯ НАПРЯЖЕНИЙ У ВЕРШИНЫ ТРЕЩИНЫ  
ДИСКОВОГО ОБРАЗЦА С КРАЕВОЙ ТРЕЩИНОЙ**  
*AN INVESTIGATION OF CRACK-TIP STRESS FIELD FOR AN EDGE-CRACKED  
CIRCULAR SPECIMEN*

**Л.А.Прокопьев**<sup>1</sup> – асп., **А.М.Большаков**<sup>1</sup> – д.т.н., проф. СО РАН.

<sup>1</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки

«Институт физико-технических проблем

Севера им. В.П.Ларионова»

Сибирское отделение Российской Академии Наук,

г. Якутск, 677000, Российская Федерация.

[l.prokopyev@yandex.ru](mailto:l.prokopyev@yandex.ru)

**Abstract.** The paper describes the conditions under which the Williams' method gives a full description of the stress distribution at the crack tip. A solution of stress distribution at the crack tip is presented for an edge-cracked circular specimen. Comparison of analytical solution with finite element method presented.

**Key words:** T-stress, stress distribution at the crack tip.

**Аннотация:** В работе определены условия, при которых решение Уильямса дает полное описание распределения напряжений у вершины трещины. Для дискового образца с краевой трещиной, подверженной всестороннему растяжению, получены выражения, описывающие напряженное состояние у вершины трещины. Сделано сравнение полученных аналитическим методом результатов с данными, полученными методом конечных элементов.

**Ключевые слова:** T-напряжения, распределение напряжений у вершины трещины.

## **1. Введение**

В настоящее время ряд зарубежных и российских ученых занимаются изучением распределения поля напряжений в вершине трещины, разработкой двухпараметрической механики разрушения, а также другими вопросами, связанными с более точным определением напряженного состояния в телах с трещинами. В работах [4,7,9,15,16,17] использован метод конечных элементов (МКЭ) для установления связи размера зоны пластичности со значениями T-напряжений. Матвиенко Ю.Г. и др. [21–23] исследовали размеры зоны пластичности при условиях плоского напряженного состояния, плоской деформации и объемного напряженного состояния с использованием найденных экспериментальным методом значений T-напряжений. В работах [1,3,5,6,8,11,18,20] изучена траектория трещины, которая основывается, прежде всего, на распределении напряжений у вершины трещины. Результаты данных работ указывают на неоднозначность теорий по нахождению траектории трещины. Так как для различных геометрий и схем нагружений распределение напряжений у вершины трещины различаются, необходимо обратиться на математическую базу, а также понимать, как влияют те или иные параметры, входящие в уравнения, описывающие напряженное состояние у вершины трещины, в частности T-напряжения.

## **2. Определение компонентов напряжений для дискового образца с радиальной трещиной, подверженной на всестороннее растяжение.**

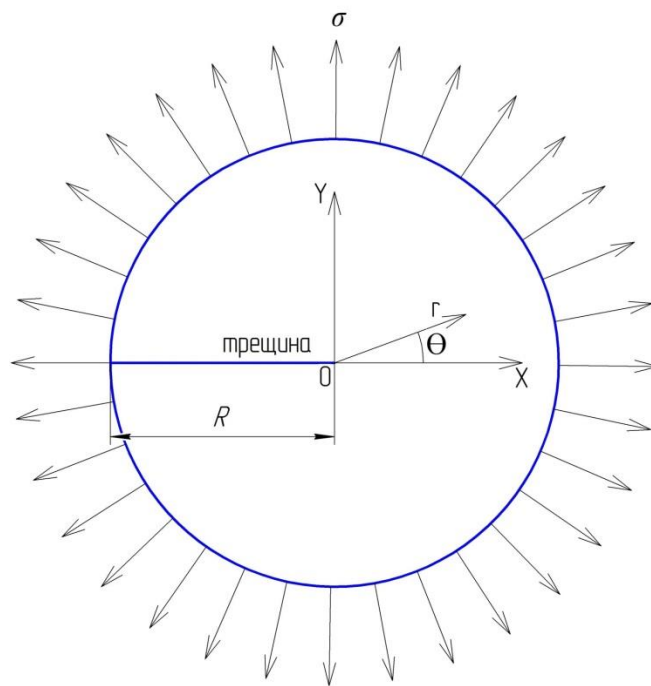


Рис. 2.1 Схема нагружения.

В уравнениях Уильямса неизвестные в виде коэффициентов при  $r$ :  $\alpha_1, \alpha_2, \dots$  которые находятся из граничных условий по схеме (Рис.2.1).

Сравнение аналитических результатов с результатами МКЭ расчетов представлено в виде графиков распределения напряжений  $\sigma_{xx}$  и  $\sigma_{yy}$  по трем лучам:  $\theta = 0$ ,  $\theta = \pi$ , и  $\theta = \frac{\pi}{2}$ .

Радиус образца (Рис. 2.1) принят равным 500.

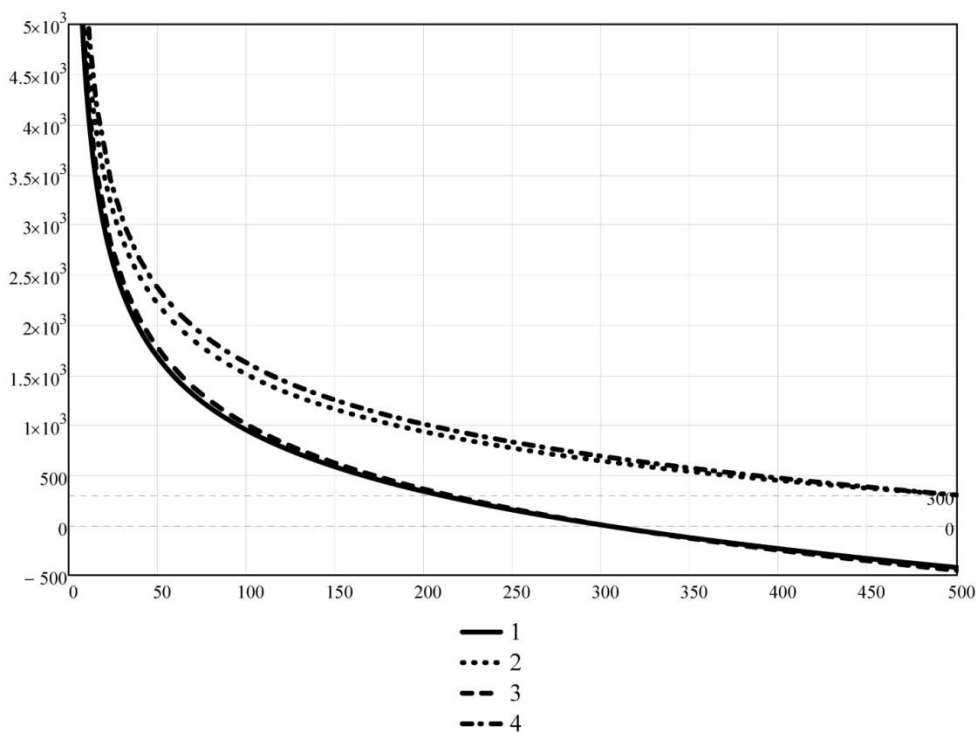


Рис. 2.2  $\theta = 0$ ,  $\sigma = 300$ , 1 –  $\sigma_{yy}(r)$ , полученный из расчетов, 2 –  $\sigma_{xx}(r)$ , полученный из расчетов, 3 –  $\sigma_{yy}(r)$ , полученный методом МКЭ, 4 –  $\sigma_{xx}(r)$ , полученный методом МКЭ. По горизонтальной оси – координаты  $r = 0 \dots 500$ .

### 3. Выводы

Использование решения Уильямса для описания распределения напряжений по всем направлениям от  $\theta = -\pi$  до  $\theta = +\pi$  дает результаты, схожие с результатами МКЭ анализа при следующих условиях: при отсутствии нормальных к поверхностям напряжений на берегах трещины, при отсутствии равномерно распределенной нагрузки, действующей по оси «У». При соблюдении вышесказанных условий, нахождение коэффициентов с необходимой для конкретной схемы нагружения точностью дает полное описание распределения напряжений. Зная распределение напряжений у вершины трещины, более точно определяется зона пластичности, а также процессы, участвующие при разрушении в окрестности вершины трещины. При более точном описании распределения напряжений у вершины трещины, улучшается точность различных критериев для определения траектории трещины, опирающихся на угловое распределение напряжений в зоне предразрушения.

Задача нахождения распределения напряжений данным методом для других схем нагружений сводится к следующей последовательности действий: проверка условий для использования решения Уильямса; определение количества членов ряда, которое необходимо включить для заданной схемы нагружения; подстановка граничных условий; составление и решение системы уравнений относительно неизвестных коэффициентов.

Для дискового образца с радиальной трещиной (Рис. 2.1) данным методом получены выражения для компонентов напряжений с расхождением в 10% от результатов МКЭ расчетов.

### Литература

1. Becker T. L., Cannon R. M., Ritchie R. O. Finite crack kinking and T-stresses in functionally graded materials / *Int J Solids Struct* 2001;38(32–33):5545–63.
2. Ben-Aoun Z.E.A., Pan J. Influences of non-singular stresses on plane-stress near-tip fields for pressure-sensitive materials and applications to transformation toughened ceramics / *Int J Fract* 1996; 77(3):223–41.
3. Chen C. S., Wawrzynek P. A., Ingraffea A. R. Prediction of residual strength and curvilinear crack growth in aircraft fuselages / *Aiaa Journal* 2002;40(8):1644–52.
4. Chen C., Fleck N.A., Lu T.J. The mode I crack growth resistance of metallic foams / *J Mech Phys Solids* 2001; 49(2):231–59.
5. Cotterell B. Notes on Paths and Stability of Cracks / *Int J Fract Mech* 1966;2(3):526–33.
6. Finnie I., Saith A. A note on the angled crack problem and the directional stability of cracks / *Int J Fract* 1973;9(4):484–6.
7. Galatenko G.V. Two-parameter failure criterion for elastoplastic bodies with mode I cracks / *International Applied Mechanics* 2007; 43(7):745–53.
8. Huajian G., Cheng-Hsin C. Slightly curved or kinked cracks in anisotropic elastic solids / *Int J Solids Struct* 1992;29(8):947–72.
9. Kaminskii A.A., Galatenko G.V. Two-parameter model of a mode I crack in an elastoplastic body under plane-strain conditions / *International Applied Mechanics* 2005; 41(6):621–30.
10. Kundu T. *Fundamentals of fracture mechanics*. Boca Raton: Taylor & Francis Group, 2008. 286 p.
11. Leever P. S., Radon J. C., Culver L. E. Fracture trajectories in a biaxially stressed plate / *J Mech Phys Solids* 1976;24(6):381–95.
12. Li D-F., Li C-F., Qing H., Lu J. The elastic T-stress for slightly curved or kinked cracks / *Int J Solids Struct* 2010;47(14–15):1753–63.
13. Matvienko Y. G. Maximum Average Tangential Stress Criterion for Prediction of the Crack Path / *Int J Fract* 2012;176(1):113–8.
14. Meliani M. H., Matvienko Y. G., Pluvina G. Two-parameter fracture criterion (K rho, c-Tef, c) based on notch fracture mechanics / *Int J Fract* 2011;167(2):173–82.
15. Sobotka J.C., Dodds R.H. Steady crack growth in a thin, ductile plate under small-scale yielding conditions: Three-dimensional modeling / *Eng Fract Mech* 2011; 78(2):343–63.

16. Sobotka J.C., Dodds Jr R.H. T-stress effects on steady crack growth in a thin, ductile plate under small-scale yielding conditions: Three-dimensional modeling / *Eng Fract Mech* 2011; 78(6):1182–200.
17. Sugimura Y., Lim P.G., Shih C.F., Suresh S.. Fracture normal to a bimaterial interface: Effects of plasticity on crack-tip shielding and amplification / *Acta Metall Mater* 1995; 43(3):1157–69.
18. Williams J., Ewing P. D. Fracture Under Complex Stress - Angled Crack Problem / *Int J FractMech* 1972;8(4):441–6.
19. Williams M.L. On the stress Distribution at the base of a stationary crack / *Journal of applied mechanics*. 1957. vol. 3. P. 109–114.
20. Yang B., Ravi-Chandar K. Crack path instabilities in a quenched glass plate / *J Mech Phys Solids* 2001;49(1):91–130.
21. Матвиенко Ю.Г. Несингулярные T-напряжения в критериях механики разрушения тел с вырезами / *Вестник Нижегородского университета им. Н.И.Лобачевского*. 2011. №4(5). С.2651–2652.
22. Матвиенко Ю.Г. Несингулярные T-напряжения в проблемах двухпараметрической механики разрушения / *Заводская лаборатория. Диагностика материалов*, 2012г. №2. С.51–58.
23. Матвиенко Ю.Г., Р.А. Починков. Влияние несингулярных компонентов T-напряжений на зоны пластической деформации у вершины трещины нормального отрыва / *Деформация и разрушение материалов*. 2012. №3. С.6–14.

**УТОЧНЕНИЕ ВЕРОЯТНОСТНОГО ПОДХОДА К ОПИСАНИЮ  
МАСШТАБНОГО ЭФФЕКТА ПРИ ОЦЕНКЕ ПРОЧНОСТИ ДЕТАЛЕЙ  
МАШИН И ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ**  
REFINEMENT OF THE PROBABILISTIC APPROACH TO DESCRIBING SIZE  
EFFECT IN ASSESSMENT STRENGTH OF MACHINE PARTS AND  
STRUCTURAL COMPONENTS

**Д.О.Резников** –к.т.н.  
Институт машиноведения РАН  
email: [mibsts@mail.ru](mailto:mibsts@mail.ru)

**Abstract.** The presentation is focused on analyzing strength size effect through probabilistic approach. For small size structures a special model based on the concept of stochastic field of local strength is applied instead of traditional weak link model. This allows one accounting for spatial correlation of the values of local strength in closely located points of the structure. A combined scaling law based on the weak link and stochastic field models is constructed.

**Key words:** size effect, weak link, local strength, spatial correlation

**Аннотация.** Доклад посвящен исследованию масштабного эффекта прочности с позиций вероятно-статистического подхода. Для малоразмерных конструкций вместо традиционной математической модели слабого звена, основанной на статистической теории прочности Вейбулла, строится математическая модель случайного поля локальной прочности, которая позволяет учесть корреляцию прочностных свойств материала в близкорасположенных точках конструкции. На основе объединения математических моделей слабого звена и случайного поля локальной прочности формируется комбинированный закон подобия.

**Ключевые слова:** масштабный эффект, слабое звено, локальная прочность, корреляция

При оценке несущей способности деталей машин и элементов конструкций следует иметь в виду зависимость механических свойств от их абсолютных размеров [1-3]. Увеличение толщины и диаметра листов и поковок вызывает обычно снижение характеристик прочности, определяемых на стандартных лабораторных образцах (сечением 100мм<sup>2</sup>). Данное явление принято называть масштабным эффектом, а зависимость характеристик прочности от абсолютных размеров – законом подобия прочности.

Перечисленным случаям свойственно различное проявление масштабного эффекта. На рис. 1 в двойных логарифмических координатах представлено обобщение экспериментальных данных по снижению прочностных характеристик материала при увеличении площади поперечного сечения  $F$  гладких образцов и конструктивных элементов из сталей 22К, 12Х2МФА, 16ГНМА, 27ХНМ3А, 08Х18Н10Т, не содержащих концентраторов напряжения, для широкого диапазона размеров (случай двухмерного подобия). Представленные данные, соответствующие случаю двухмерного подобия, могут быть описаны степенными зависимостями, получившими названия степенных законов подобия прочности:

$$\sigma_{0.2} = (\sigma_{0.2})_o \cdot (F_0 / F)^{m_{0.2}} = (\sigma_{0.2})_o \cdot f_{0.2}(F), \quad (1)$$

где  $\sigma_{0.2}$  условный предел текучести образцов при различных площадях поперечного сечения  $F$ , индекс «о» относится к базовому размеру образца,  $f_{0.2}(F)$  - безразмерные функции,  $m_{0.2}$  - константа, для рассматриваемых сталей приближенно равная 0.013.

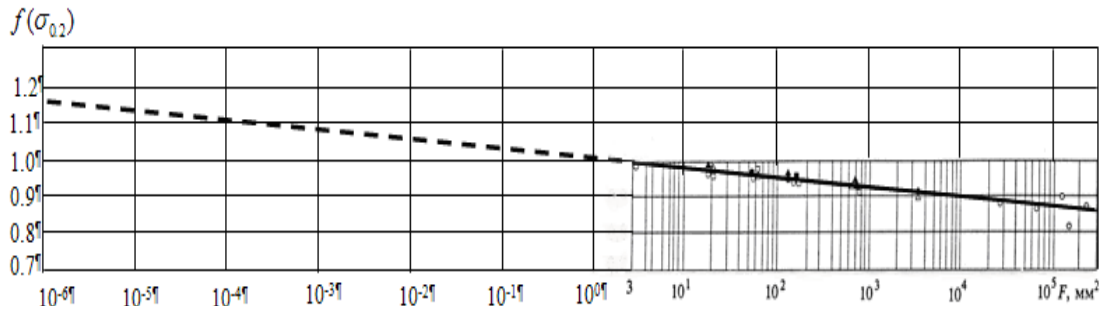


Рис. 1. Изменение характеристик механических свойств при изменении размеров сечения

Данная статья исследует проявление масштабного эффекта в одномерной системе (рис.2) с позиций вероятностно-статистического подхода, которому, как свидетельствует теория Вейбулла, соответствуют степенные законы подобия прочности ( $\sigma_c \sim (1/l)^m$ , где  $m$  - константа материала,  $l$  - характерный размер конструкции), достаточно точно описывающие имеющиеся экспериментальные данные [1, 3, 4] в области крупногабаритных конструкций. Однако при малых размерах конструкций ( $l \rightarrow 0$ ), они перестают давать физически корректные оценки прочности ( $\sigma_c \rightarrow \infty$ ). Отсюда встает задача определить тот уровень размеров конструкции, ниже которого необходимо отказаться от применения степенных законов подобия прочности.

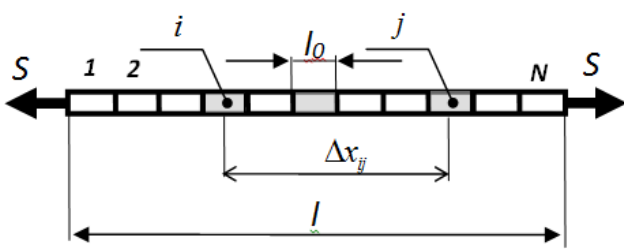


Рис.2. Одномерная система с распределенными параметрами ( $n_d = 1$  одномерное подобие)

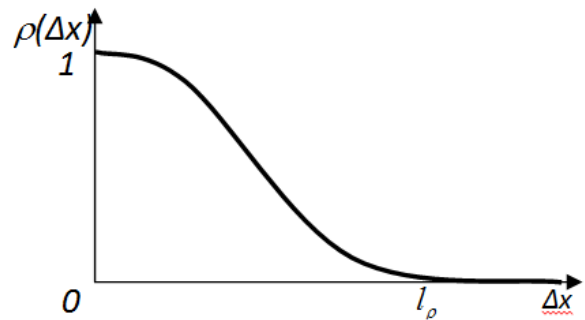


Рис.3. Автокорреляционная функция случайного поля локальной прочности

С физической точки зрения логично сделать предположение, что значения локальной прочности в двух близко расположенных точках конструкции являются статистически зависимыми, а двух удаленных – статистически независимыми [4-8]. Подобная ситуация может моделироваться с помощью случайного поля, в котором значения локальной прочности в двух различных точках оказываются связанными с помощью автокорреляционной функции. В простейшей постановке случайное поле прочности может считаться однородным и изотропным. Это означает, что вероятностные распределения значений локальной прочности в различных точках конструкции являются идентичными. В качестве автокорреляционной функции может быть выбрана Гауссова функция вида:

$$\rho(\Delta x) = \exp\left[-\left(\Delta x / l_\rho\right)^2\right], \quad (2)$$

где  $l_\rho$  -- принимающий неотрицательные значения параметр (материальный масштаб длины), называемый длиной автокорреляции случайного поля;  $\Delta x$  -- расстояние между рассматриваемыми точками конструкции (рис.3).

Длина автокорреляции  $l_\rho$  является параметром, определяющим расстояние, на котором значения локальной прочности в двух различных точках конструкции являются статистически зависимыми. Величина  $l_\rho$  полагается постоянной материала, которая связана с его микроструктурой (размером зерна, средним расстоянием между дефектами или включениями): Для пары близкорасположенных точек ( $\Delta x \ll l_\rho$ ) автокорреляционная



функция  $\rho \rightarrow 1$ . Для пары удаленных точек ( $\Delta x \gg l_\rho$ ) автокорреляционная функция  $\rho \rightarrow 0$ , что означает отсутствие статистической зависимости между значениями локальной прочности в этих двух точках.

Соответственно могут быть выделены три диапазона размеров конструкций, в которых для описания закона подобия должны использоваться различные модели:

1) Малогабаритные конструкции (образцы)  $l \ll l_\rho$  - случайное поле локальной прочности могут описываться одной случайной величиной, постоянной по всему объему конструкции.

2) Крупногабаритные конструкции, размер которых значительно меньше длины автокорреляции ( $l \gg l_\rho$ ), В этом случае прочность конструкции может описываться с помощью модели слабого звена.

3) Промежуточный диапазон, в котором должна использоваться модель случайного поля локальной прочности. Как будет показано в рассмотренном ниже примере границами этого диапазона могут быть точки  $l = 0.1 l_\rho$  и  $l = 10 l_\rho$ .

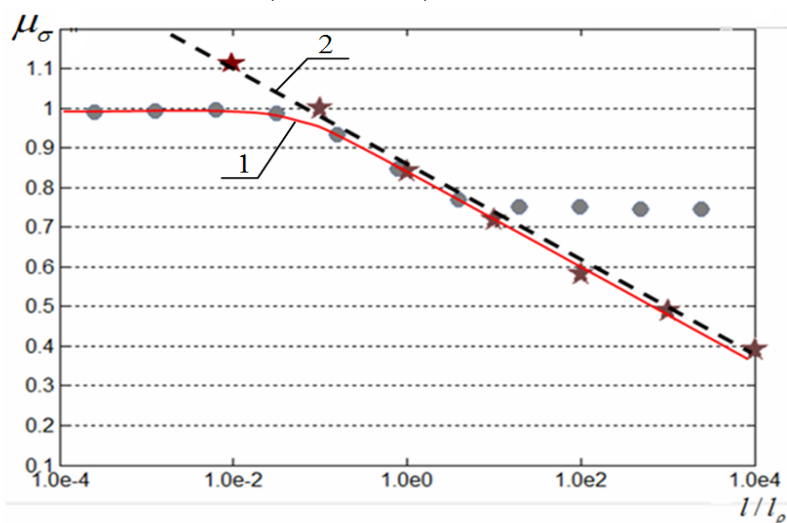


Рис.4. Влияние длины образца на прочность, выражена в длинах автокорреляции на математическое ожидание прочности

○ - расчетные точки, полученные с привлечением модели гауссова случайного поля

★ - расчетные точки, полученные с помощью модели слабого звена цепи

1 - степенной закон подобия прочности

2 - комбинированный закон подобия, построенный на основе объединения модели слабого звена и модели случайного поля локальной прочности

Закон подобия в диапазоне 2 (рис.4) может быть получен численно путем проведения генерации выборок реализаций случайного поля локальной прочности  $\sigma(x)$ . В рассматриваемой постановке случайное поле считается стационарным, значения локальной прочности в различных точках конструкции полагаются распределенными по нормальному закону с математическим ожиданием  $\mu_\sigma$  и среднеквадратическим отклонением  $\delta_\sigma$ . Корреляционная функция полагается гауссовой с длиной автокорреляции  $l_\rho$  по уравнению (2). Выбирая шаг дискретизации  $\Delta x$ , формируется нормированная корреляционная матрица  $\rho_{ij}$ . После чего генерируется выборка реализаций случайного процесса, на основании которой строится распределение минимумов значений случайной функции для заданного отношения  $l/l_\rho$ , и далее для заданного отношения  $l/l_\rho$  определяется математическое ожидание прочности конструкции как математическое ожидания минимумов полученной совокупности реализаций случайной функции  $\sigma(x)$ . Затем указанная процедура повторяется при других значениях соотношения  $l/l_\rho$ .

Проведенный численный анализ с использованием модели гауссова случайного поля показал, что учет пространственной автокорреляции значений локальной прочности в различных точках конструкции позволяет ограничить сверху значение прочности малоразмерных конструкций. На рис.6 представлен численный пример для модели гауссова случайного поля. Значение локальной прочности в каждой точке поля представляют собой случайную величину, распределенную по нормальному закону, математическое ожидание и среднеквадратичное отклонение которой равны соответственно  $\mu_{\sigma_1} = 1$  и  $\delta_{\sigma_1} = 0.1$ ; длина автокорреляции полагается равной  $l_\rho = 1$ ; длина образца варьируется в диапазоне от  $10^{-4}l_\rho$  до  $10^4l_\rho$ . Проведенный численный эксперимент свидетельствует о том, что при уже  $l \sim 0.1l_\rho$  величина среднего значения прочности образца  $\mu_\sigma$  достигает горизонтальной асимптоты и далее не возрастает при дальнейшем уменьшении  $l$ . С другой стороны, в случае превышения длиной образца величины  $l \sim 10l_\rho$  (когда значения функции корреляции  $\rho(l) \rightarrow 0$ ), модель случайного поля перестает описывать наблюдаемое экспериментально дальнейшее снижение прочности образца. Поэтому при  $l > 10l_\rho$  должна использоваться модель слабого звена бесконечной цепи. Таким образом, границы промежуточного диапазона закона подобия, в которой осуществляется переход между двумя асимптотами могут быть приближенно заданы диапазоном  $0.1l_\rho < l < 10l_\rho$ .

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФ (Грант № 14 19 00776).

## Литература

1. Н.А.Махутов. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность. Новосибирск: Наука. 2005. Часть 1: Критерии прочности и ресурса – 494 с.
2. В.В.Москвичев, Н.А.Махутов и др. Трещиностойкость и механические свойства конструкционных материалов технических систем. Новосибирск. Наука. 2002. 334с.
3. Н.А.Махутов, Д.О.Резников. Масштабный эффект для хрупких и квазихрупких материалов–обзор//Проблемы безопасности и чрезвычайных ситуаций.-2015, №6, с. 33-72.
4. Z. Bazant, J.Planas. Fracture and Size Effect in Concrete and other Quasibrittle Materials. CRS Press LLC. Boca Raton. USA. 1998. 612p.
5. M.Vorechovsky, R. Chudoba. Stochastic modeling of multi-filament yarns: II. Random properties over the length and size effect. International Journal of Solids and Structures 43 (2006) 435–458
6. Н.А.Махутов, Д.О.Резников. Границы применимости степенных законов для описания масштабного эффекта прочности протяженных элементов машин и конструкций// Проблемы машиностроения и надежности машин. 2017. №1 (в печати).
7. M. Vorechovsky. Incorporation of statistical length scale into Weibull strength theory for composites. Composite Structures. 92. 2010. pp.2027–2034
8. J. Kaderova, M.Vorechovsky. Experimental Testing of Statistical Size Effect in Civil Engineering Structures. An international Journal of Science (Engineering and Technology World Academy of Science Engineering and Technology), ISSN 2010-376X, 516-523, 2013

**СЕКЦИЯ 4.**  
**Динамические процессы**  
**разрушения. Диагностика и**  
**мониторинг поврежденных машин**  
**и конструкций**

**ПОВЫШЕНИЕ ВЫЯВЛЯЕМОСТИ ЗАРОЖДАЮЩИХСЯ ДЕФЕКТОВ  
В ВЕРТИКАЛЬНЫХ РЕЗЕРВУАРАХ ПРИ ПРОВЕДЕНИИ  
ДИАГНОСТИРОВАНИЯ**

***RAISE DETECTABILITY OF INCIPIENT DEFECTS IN VERTICAL TANKS  
DURING DIAGNOSTICS***

**Я.М.Андреев**<sup>1</sup> – ведущий инженер, **А.М.Большаков**<sup>2</sup> – проф. РАН,

<sup>1</sup> Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова  
СО РАН

<sup>2</sup> Институт физико-технических проблем Севера им. В.П. Ларионова  
СО РАН

[yakovmich@rambler.ru](mailto:yakovmich@rambler.ru)

**Abstract.** The article discusses one of the possibilities to ensure the reliability of the tanks, by improving the existing long-term method of non-destructive testing - acoustic emission monitoring (AE). As is known, the AE control method allows to determine incipient defects, which are virtually impossible to detect by other means of non-destructive testing. However, this method has several disadvantages such as: high cost of equipment, sensitive to weather conditions at the site and control the high cost of work. In order to reduce costs and improve detection of AE control, proposes to improve through the use of low-temperature local loading of the most dangerous sections of the tanks. Thus, the proposed scheme is the creation of optimal local elastic deformation at the AE method of control tanks and experimentally established advantages in comparison with the standard method of AE control.

**Key words:** non-destructive monitoring, acoustic emission, reliability, crack, oil tank.

**Аннотация.** В данной статье рассматривается одна из возможностей обеспечения надежности резервуаров, путем совершенствования существующего перспективного метода неразрушающего контроля – акустико-эмиссионный контроль (АЭ). Как известно, АЭ метод контроля позволяет определять зарождающиеся дефекты, которые практически невозможно обнаружить другими средствами неразрушающего контроля. Тем не менее, данный метод имеет ряд недостатков, такие как: высокая стоимость аппаратуры, чувствительность к погодным условиям на месте контроля и высокая себестоимость работ. С целью снижения себестоимости и повышения выявляемости АЭ контроля, предлагается внести усовершенствования, путем использования низкотемпературного локального нагружения наиболее опасных участков резервуаров. Таким образом, предложена оптимальная схема создания локального упругого деформирования при АЭ методе контроля резервуаров и экспериментально установлена преимущества, по сравнению со стандартным методом АЭ контроля.

**Ключевые слова:** неразрушающий контроль, акустическая эмиссия, надежность, трещина, резервуар.

В статье исследуется новый акустико-эмиссионный способ диагностирования, в котором нет необходимости нагружать всю конструкцию [1]. Представленный способ контроля так же, как и нагружение при обычном методе акустико-эмиссионном контроле, основан на создании деформации контролируемой поверхности, но в данном случае, нагружению подвергается заранее выбранный участок контролируемого объекта [2] в наиболее опасных зонах элементах резервуара. Цель исследования – установление эффективности АЭ метода контроля при низкотемпературном нагружении локальных опасных участков в элементах резервуара.

Реализация данной задачи предусматривает экспериментальные исследования, которые были проведены на образце в виде стального листа (1) маркой Ст3Сп и

размерами 1x1x0,03 м на обнаружение нанесенной в центральной части искусственной сквозной трещины (2) протяженностью 65 мм (рис. 1 и 2). В эксперименте использовались: АЭ комплекс Эксперт-1014; преобразователи акустических эмиссий с интервалом измерений 150 – 300 кГц (5); хром-никелевые термопары (4); блок регистрации сигналов термопар Теркон; программное обеспечение обработки данных; твердый диоксид углерода (3).

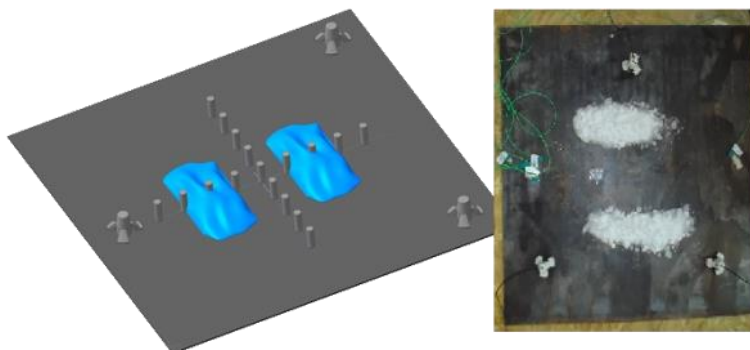


Рис. 1. Размещение сухого льда на образце.

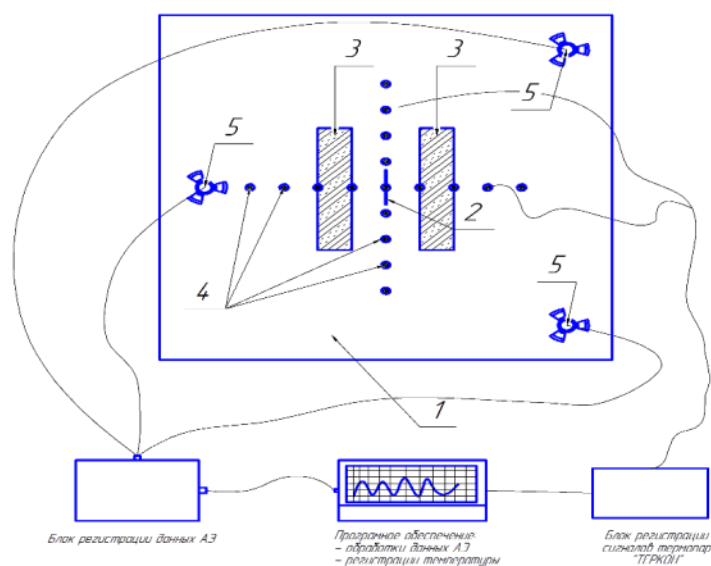


Рис. 2. Схема подключений АЭ комплекса и термопар.

Воздействие низкими температурами на образец осуществлялся твердым диоксидом углерода, так как из твердого состояния в газообразное переходит без пребывания в жидком состоянии при минус 78 °С, т.е. происходит процесс сублимации. Тем самым, испарение не сопровождается какими-либо посторонними акустическими шумами. Также, при низкотемпературном воздействии на изделие в материале возникают преимущественно напряжения растяжения, которые способствуют раскрытию плоскостных дефектов, вследствие чего вероятность возникновения АЭ от последних намного увеличивается и повышается выявляемость дефектов и имеет невысокую стоимость по сравнению с другими хладагентами.

Обработка полученных данных в ходе эксперимента показала высокую точность определения координаты источника акустической эмиссии. Программная оценка опасности источника классифицировался как катастрофически активный, что соответствует 3 классу опасности (Рис. 3).



Рис. 3. Локация источника акустической эмиссии.

Таким образом, данный способ нагружения, имеет возможность использования на различных конструкциях. На основании лабораторных исследований, предлагаемый способ был испытан на 15 вертикальных резервуарах для хранения нефтепродуктов.

На рисунке 4, предлагаемым способом, показана схема контроля РВС-3000 №119 [3] объемом 3000 кубометров.

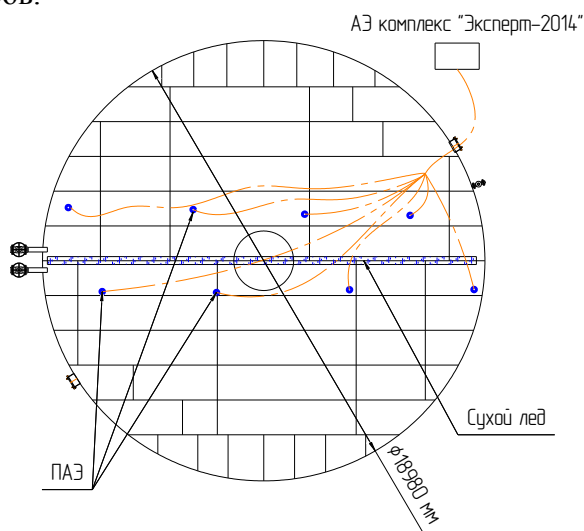


Рис. 4. Схема проведения АЭ контроля днища резервуара РВС-3000

Обработка и анализ данных источников АЭ показал, что зоны повышенной концентрации (кластеры) индикаций АЭ соответствуют фактическому местонахождению искусственного дефекта, так же по критериям оценки результатов контроля опасность дефекта соответствует III классу (катастрофически активному источнику) которые представлены на рисунке 5 и 6.

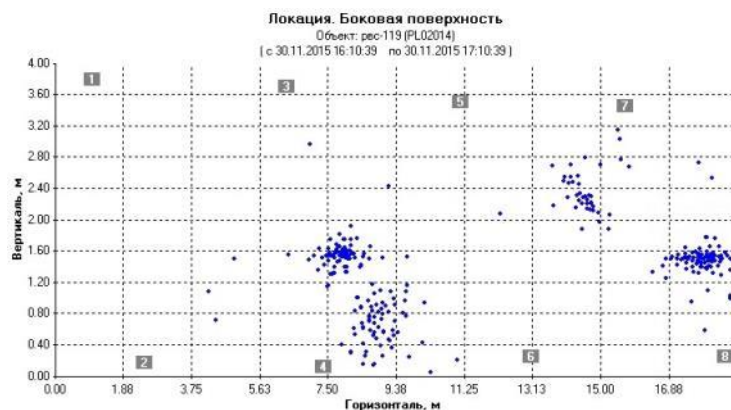


Рис. 5. Лоцированные АЭ события на днище резервуара.



Рис. 6. Обнаруженные источники АЭ при локальном низкотемпературном нагружении днища резервуара.

При проведении комплексного неразрушающего контроля включавшего ультразвуковой контроль опознанных участков предлагаемым методом, обнаружены нарушения сплошности наплавленного и основного металла. Данное натурное испытание АЭ метода в сочетании с низкотемпературным локальным нагружением, показала высокую выявляемость и точность определения координат зарождающихся дефектов.

### Литература:

1. Bol'shakov A.M. A Local Method for Loading a Tested Object during Acoustic-Emission Diagnostics / A. M. Bol'shakov, Ya. M. Andreev // ISSN 1061-8309. Russian Journal of Nondestructive Testing. – 2016, – Vol. 52. – No. 4. – pp. 206–211.
  2. Большаков А.М. Виды отказов и распределение дефектов по степени опасности резервуаров, эксплуатирующихся в условиях Севера / А.М. Большаков, Я.М. Андреев // Дефектоскопия. – 2014. – №9. – С.3–10.
- ГОСТ 31385-2008. Резервуары вертикальные цилиндрические стальные для нефти и нефтепродуктов. Общие технические условия. – М: Стандартинформ, 2010. – 56 с.

# МУЛЬТИФРАКТАЛЬНЫЙ АНАЛИЗ ДИАГНОСТИЧЕСКИХ ДАННЫХ

## MULTIFRACTAL ANALYSIS OF DIAGNOSTIC DATA

Р.С.Ахметханов - заведующий лабораторией, д.т.н.  
ИМАШ РАН

**Abstract.** The report focuses on the multifractal analysis of diagnostic data – time series and images. This analysis consists of identifying characteristic differences in the multifractal spectra depending on the current state of the system under study. Examples of multifractal spectra for the studied systems of different nature – the analysis of time series: seismic signal at different points in time before and after the earthquake, the rolling bearing in a damaged and undamaged condition as well as the analysis of images of micro-sections depending on the number of loadings.

**Key words:** multifractal analysis, time series, multifractal specter.

**Аннотация.** Доклад посвящен мультифрактальному анализу диагностических данных – временные ряды и изображения. Данный анализ заключается в определении характерных отличий в мультифрактальных спектрах в зависимости от текущего состояния исследуемой системы. Приведены примеры мультифрактальных спектров для исследуемых систем различной природы – анализ временных рядов: сейсмосигнала в различные моменты времени до и после землетрясения, подшипник качения в поврежденном и неповрежденном состоянии, а также приведен анализ изображений микрошлифов в зависимости от числа нагружений.

**Ключевые слова:** мультифрактальный анализ, временные ряды, мультифрактальный спектр.

Причинами возникновения аварийных ситуаций, перерастания их в аварии и катастрофы являются, как правило, отказы технических систем вследствие ошибок в проектировании, нарушения технологии изготовления, условий и режимов эксплуатации, а также опасные природные явления (землетрясений, сели, наводнения и т.д.). Для конструкций, длительное время находящихся в эксплуатации, такой причиной могут стать деградация свойств материалов, предельные уровни накопленных повреждений, образование и неконтролируемое распространение трещин. В связи с этим возникает необходимость в проведении исследований, связанных с изучением условий образования предельных состояний и их оценки по критериям прочности, ресурса, надежности и живучести.

Часто для определения предельных состояний используются диагностические данные, представляющие собой временные ряды (динамический отклик системы на силовые воздействия) или изображения, полученные различными диагностическими комплексами. Одними из методов анализа таких данных, широко используемых в настоящее время, являются методы теории фракталов.

Теория фракталов и мультифракталов в настоящее время широко используется для описания свойств самоподобия и сложных масштабных свойств (скейлинга), наблюдаемых в самых разных физических ситуациях [1-3].

Как обнаружил Херст, для многих временных рядов наблюдаемый нормированный размах  $R/S$  очень хорошо описывается эмпирическим соотношением  $R/S=(\tau/2)^H$ . Он получил для многих естественных процессов величину  $H>1/2$ , а для случайного процесса с независимыми значениями и конечной дисперсией получено  $R/S=(\pi\tau/2)^{1/2}$ .

Мандельброт показал связанность показателя Херста и фрактальной размерности, для самоаффинных кривых имеется связь показателя Херста  $H$  с локальной фрактальной размерностью  $D$  временного ряда:  $D = 2 - H$ , а для изображений:  $D=3-H$ .



Исследования различных процессов показали, что не все эти процессы можно охарактеризовать одним значением фрактальной размерности. Для количественного описания фракталов достаточно одной величины — размерности Хаусдорфа или показателя скейлинга (масштаба), описывающего сохраняемость геометрии сигнала или его статистических характеристик при изменении масштаба [1-2]. Однако в физике, химии, биологии и других науках встречается много явлений, которые требуют распространения понятия фрактала на сложные структуры с более чем одним показателем скейлинга. Такие структуры часто характеризуются целым спектром показателей, и размерность Хаусдорфа является лишь одним из них [3].

На рис. 1 показан пример – изменение показателя Херста для временного ряда (нестационарный процесс). Значение показателя Херста меняется от 1 до 0, среднее значение 0.346, среднеквадратичное отклонение 0.22. Данный процесс является мультифрактальным.

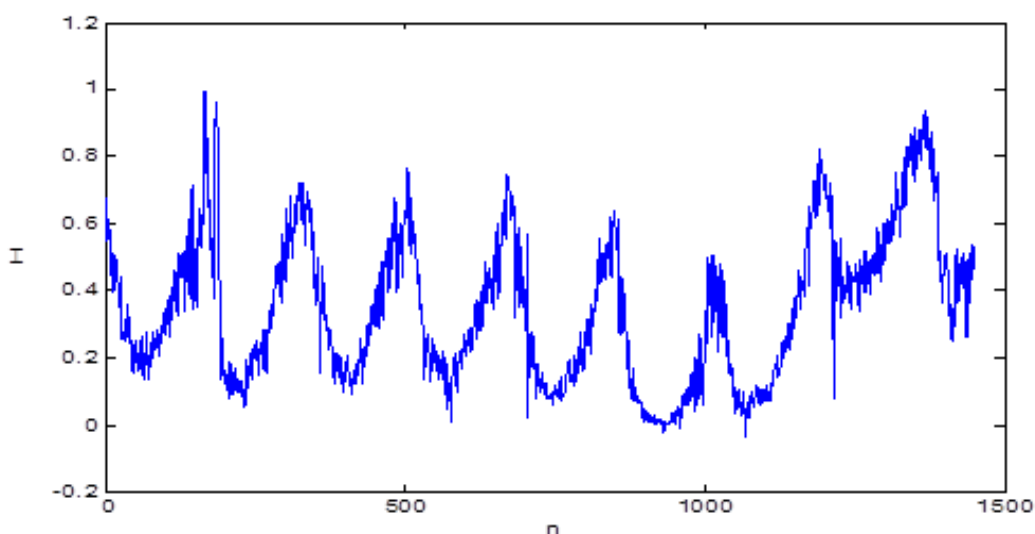


Рис. 1. Изменение показателя Херста ( $H_{cp} = 0.3486$ ,  $std(H) = 0.2200$ )

Если в качестве количественной характеристики сложной геометрии фракталов используется мультифрактальная размерность  $D_0$ , то математическое описание фрактальных мер осуществляется в терминах спектра сингулярностей  $f(\alpha)$ .

Смысл этой функции состоит в следующем. Предположим, что задано распределение меры  $\mu$  на некотором множестве  $x$ , например, распределение заряда или массы. Если это множество покрывать шарами диаметром  $\varepsilon$ , то мера шара с центром в точке  $x_i$  зависит от величины  $\varepsilon$  по степенному закону вида

$$\mu_x(\varepsilon) \sim \varepsilon^{\alpha(x_i)},$$

где  $\alpha(x_i)$  называется экспонентой сингулярности, которая определяется в виде следующей зависимости

$$\alpha(x_i) = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \frac{\ln \mu_{x_i}(\varepsilon)}{\ln(\varepsilon)}.$$

Чем меньше величина  $\alpha(x_i)$ , тем более сингулярным является распределение меры в этой точке. При равномерном распределении  $\alpha(x_i)=1$ . Предел  $\alpha(x_i)=0$  соответствует распределению меры, подобному функции Дирака. Спектр сингулярностей  $f(\alpha)$  характеризует зависимость от  $\varepsilon$  числа элементов покрытия  $N_\alpha$ , соответствующих точкам с экспонентой сингулярности, равной некоторому значению  $\alpha$

$$N_\alpha(\varepsilon) \sim \varepsilon^{-f(\alpha)}.$$

По смыслу величина  $f(\alpha)$  соответствует размерности Хаусдорфа. В случае равномерного распределения меры на множестве  $\alpha = \text{const}$  и спектр сингулярностей представляет собой единственную точку на плоскости  $(\alpha, f)$ . При неравномерном распределении меры функция  $f(\alpha)$  имеет более сложный (колоколообразный) вид. На рис. 2 [4] приведено графическое представление мультифрактального спектра. Разница между максимальным и минимальным масштабом называется шириной мультифрактального спектра.

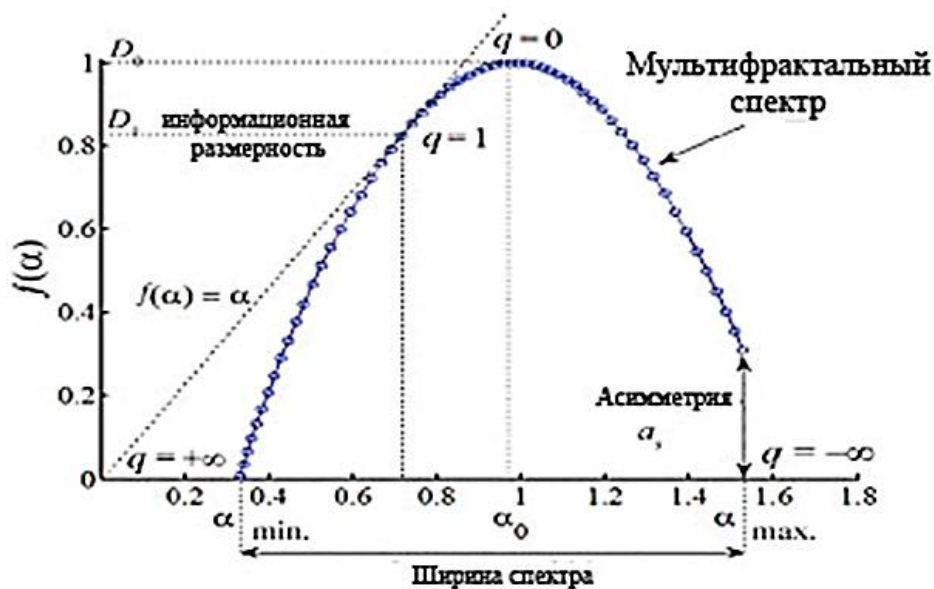


Рис. 2. Графическое представление мультифрактального спектра

Наличие неравномерного распределения меры на множестве является свойством мультифрактальных объектов: чем более неоднородной является мера, тем шире спектр сингулярностей.

Максимальное значение фрактальной размерности подмножеств  $f(\alpha)$  равно фрактальной размерности носителя меры. В рассматриваемом нами случае эта фрактальная размерность равна 1, так как мера определена на всем единичном отрезке. Для мер, определенных на фракталах с фрактальной размерностью  $D$ , получаем  $f_{\text{макс}}(\alpha) = D$ .

На рис. 3. Приведены мультифрактальные спектры для подшипника качения с течением времени. Поз. 3 соответствует подшипнику с дефектом. Представленные мультифрактальные спектры показывают, что в период перед повреждением подшипника ширина спектра изменяется, сигнал становится более сложным.

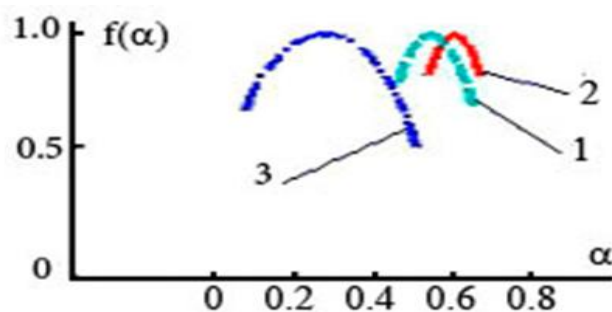


Рис.3. Мультифрактальные спектры для подшипника качения в различные моменты времени -  $t_1(1)$ ,  $t_2(2)$  и  $t_3(3)$

Также данный подход может быть использован для анализа изображений микрошлифов.

Исследование выполнено за счет средств Российского научного фонда (проект №14-19-00776).

### **Литература**

1. Ахметханов Р.С. Применение теории фракталов и вейвлет-анализа для выявления особенностей временных рядов при диагностике систем// Вестник научно-технического развития. 2009. № 1, - С. 26-31.
2. Ахметханов Р.С. Применение теории фракталов в исследовании динамических свойств механических систем//Проблемы машиностроения и автоматизации. 2003. №3, - С. 47-53.
3. Павлов А.Н., Анищенко В.С. Мультифрактальный анализ сложных сигналов//Успехи физических наук. 2007.Том 177, №8, – С. 859-876.
4. Piotr Baranowski, Jaromir Krzyszczak, Cezary Slawinski and other. Multifractal analysis of meteorological time series to assess climate impacts. CLIMATE RESEARCH. Vol. 65. 2015. p. 39 – 52.

**ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ВЛИЯНИЯ УГЛОВОЙ СКОРОСТИ  
ВРАЩЕНИЯ ВАЛА С ДЕФЕКТОМ НА НДС И ПАРАМЕТРЫ  
МЕХАНИКИ РАЗРУШЕНИЯ**

*NUMERICAL ANALYSIS OF ANGULAR VELOCITY EFFECT OF ROTATING  
SHAFT WITH A DEFECT ON STRESS-STRAIN STATE AND FRACTURE  
MECHANICS PARAMETERS*

**М.А.Бубнов**<sup>1</sup> – к.т.н., **Ю.Г.Матвиенко**<sup>1</sup> – д.т.н., профессор, **К.А.Мягков**<sup>2</sup>

<sup>1</sup>ФГБУН Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН

<sup>2</sup>ООО «Техпромарма»

*aviacapellan@mail.ru*

**Abstract.** The paper presents the results of physical and mathematical modeling of the stress-strain state and the stress intensity factors in the vicinity of the space of two types of defect located under the surface of the rotating shaft, driven around a roller. The dependence of the maximum Mises stress and K1 from the time and the angular shaft speed, analyzed the influence of the geometric parameters of the defect (depth and angle of crack). These estimates can be used in the design of products of transport engineering, rolling bearings and others.

**Key words:** 3D crack, rotating shaft, explicit dynamics, fracture mechanics.

**Аннотация.** В докладе представлены результаты физико-математического моделирования НДС и коэффициентов интенсивности напряжений в окрестности пространственного дефекта двух типов, расположенного под поверхностью вращающегося вала, обкатывающегося с роликами. Получены зависимости максимальных напряжений по Мизесу и K1 от времени и от угловой скорости вращения вала, проанализировано влияние геометрических параметров дефекта (глубины и угла раствора). Полученные оценки могут быть использованы при проектировании изделий транспортного машиностроения, опор качения и др.

**Ключевые слова:** пространственный дефект, вращающийся вал, явный динамический анализ, механика разрушения.

В статье приведены результаты физико-математического моделирования обкатывания вала с пространственным дефектом и 4 роликов. Ранее для данной расчетной схемы было проанализировано влияние прочностных характеристик вала и роликов [1-2] на напряженно-деформированное состояние (НДС) в окрестности вершины дефекта, а также геометрической формы и размеров дефектов клиновидного и полуэллиптического типов [3]. Предметом исследования в настоящей работе является оценка влияния угловой скорости вращения вала на характеристики НДС в окрестности вершины дефекта и коэффициенты интенсивности напряжений.

Расчеты выполнялись в явной динамической упругопластической постановке с использованием решателя LS-DYNA3D, геометрическая модель полуэллиптического и клиновидного дефектов была аналогична [3] и представлена на рис.1. Расчет выполнялся на сетке размерностью в 100000 конечных элементов со сгущением в зоне вершины дефекта (4) более чем в 10 раз (характерный размер элементов 0,1-0,3 мм при диаметре вала (1) 200мм и роликов (2) 20мм). Определение коэффициентов интенсивности напряжений K1 и K2 производилось согласно методике, изложенной в работе [4]. На рис.2 представлено характерное распределение напряжений в элементе, ближайшем к вершине клиновидного дефекта, а на рис.3 и 4 – зависимость максимальных напряжений в окрестности дефекта от угловой скорости вращения вала для клиновидного и полуэллиптического дефектов. Зависимости построены при угловой скорости 100 рад/с.

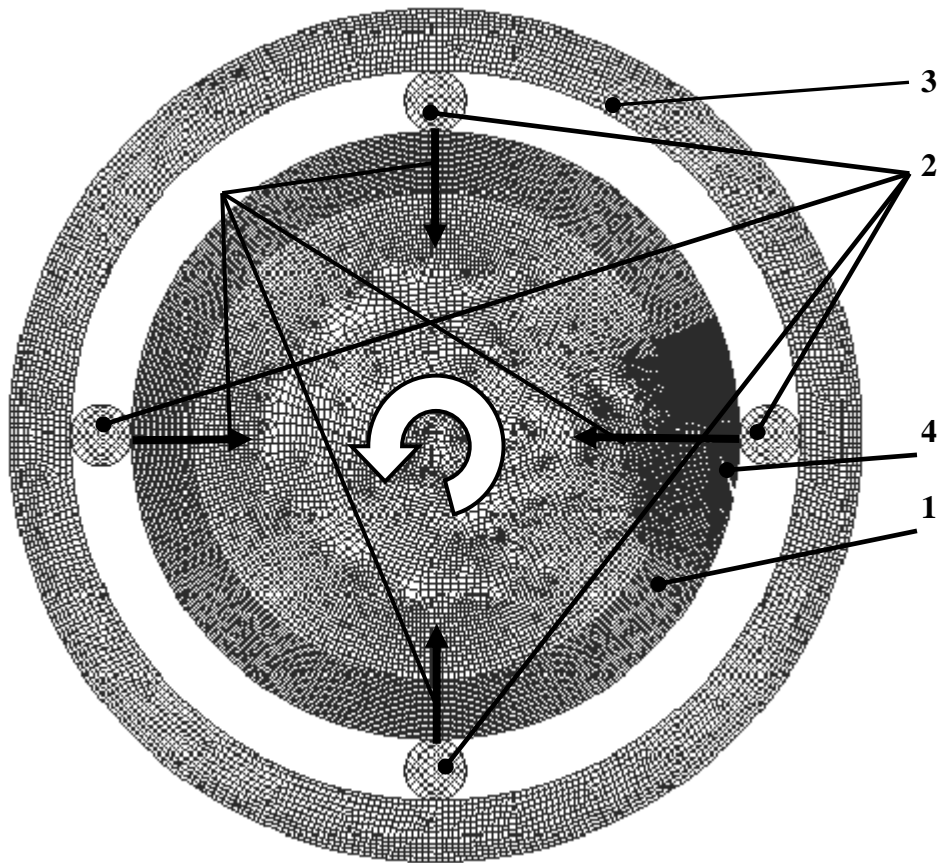
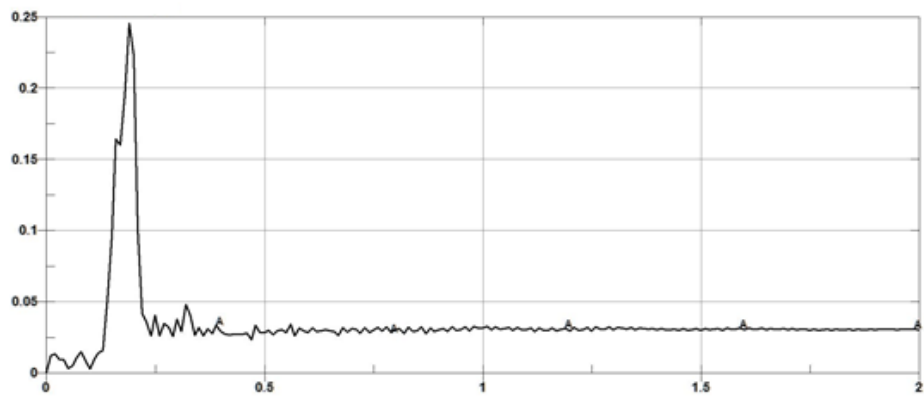
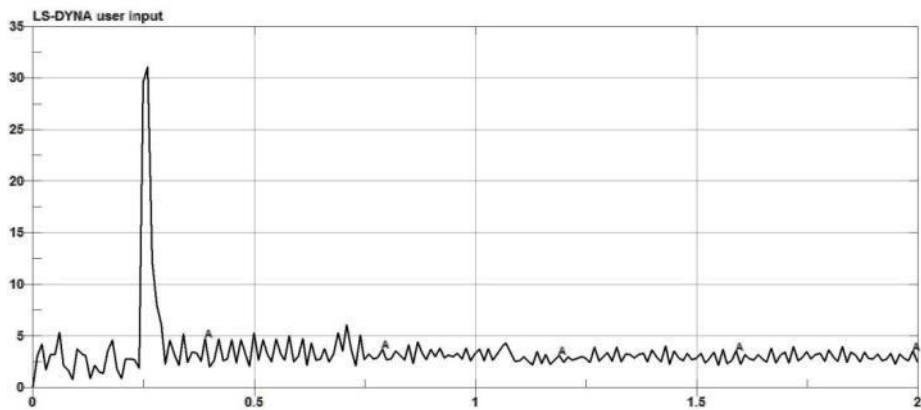


Рис.1. Расчетная схема задачи, вид сбоку



а)



б)

Рис.2. Максимальное эквивалентное напряжение по Мизесу, (ГПа для клиновидного и МПа для эллипса) от времени, мс в окрестности вершины: а – клиновидный дефект, б – полуэллиптический дефект

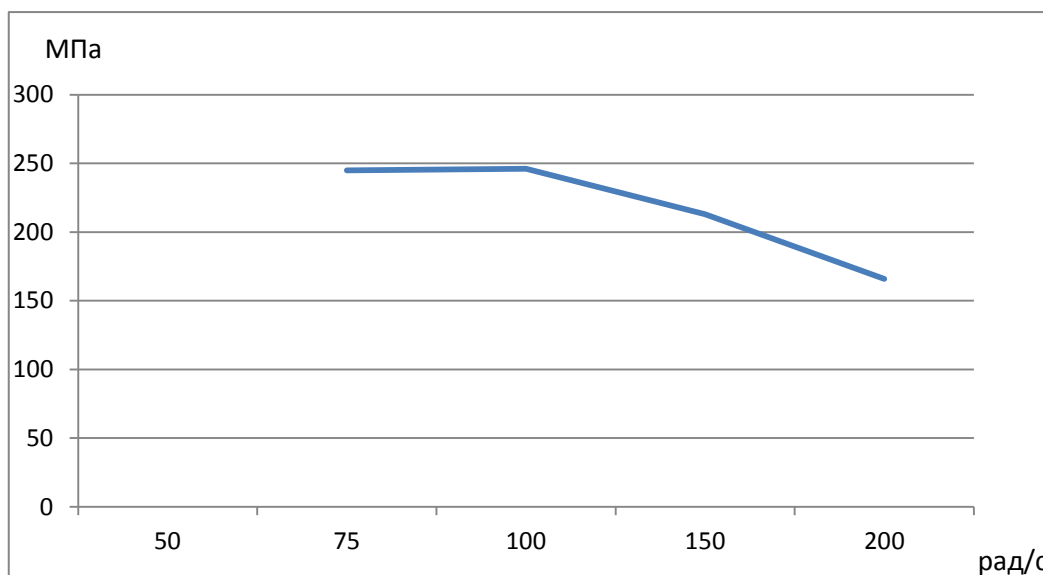


Рис.3. Максимальное эквивалентное напряжение по Мизесу от угловой скорости, в окрестности вершины для клиновидного дефекта

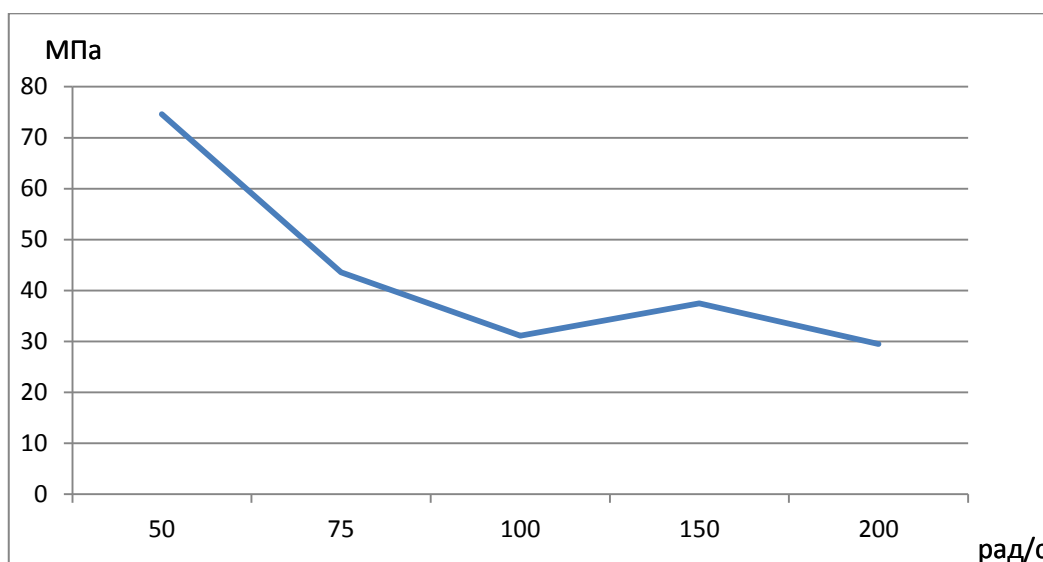


Рис.4 Максимум эквивалентного напряжения по Мизесу от угловой скорости, в окрестности вершины: полуэллиптический дефект

Из анализа зависимостей на рис.3 и 4 следует, что с увеличением угловой скорости фон НДС в окрестности вершины дефектов уменьшается. Это объясняется тем фактом, что ролик не успевает заходить в полость дефекта за цикл взаимодействия при угловых скоростях, превышающих 100 рад/с для клиновидного дефекта и 50 рад/с для полуэллиптического дефекта. Таким образом, если при совсем малых угловых скоростях напряжения будут малы по причине малой кинетической энергии вала, то при повышении угловой скорости более некоторой критической, при которой ролики успеют поджать дефект и зайти в его полость, напряжения также будут снижаться. Для обоих случаев можно говорить о наличии четко выраженного максимума, наиболее опасной для развития дефекта угловой скорости.

Дальнейшие исследования НДС в окрестности дефекта приблизительно в радиусе 0,8 мм от вершины по методике, изложенной в [4], дали представление о поведении коэффициента интенсивности напряжений  $K_1$  от времени расчета (Рис.5). Аналогичным образом выглядит зависимость для второго коэффициента интенсивности  $K_2$ , амплитудные значения выше примерно на 25%.

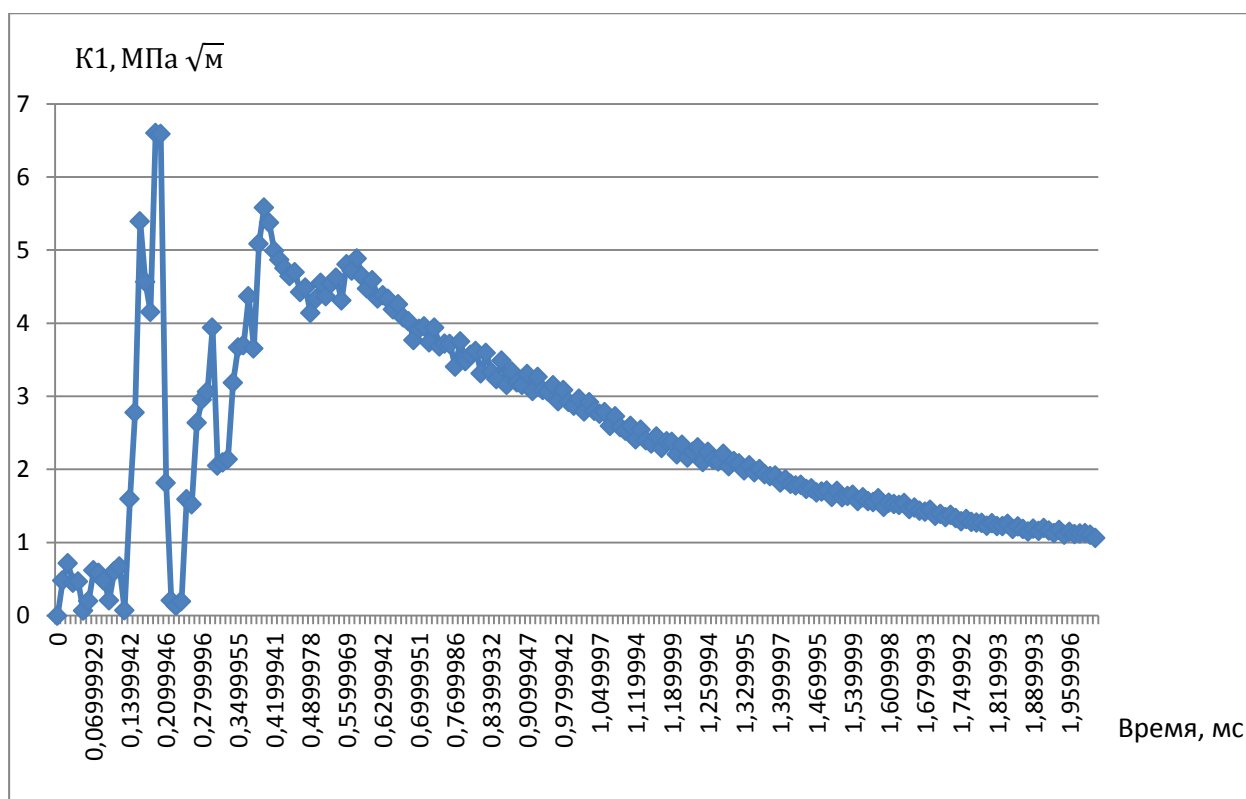


Рис.5 Зависимость K1 от времени расчета: клиновидный дефект, угловая скорость 100 рад/с

Максимальное значение K1 по рис.5 не превосходит 6,6 МПа √м. Зная, критический коэффициент K1C для материала вала (Ст.45) K1C = 65 МПа √м, можно заключить, что для данного случая трещиноподобный дефект не станет прогрессировать в глубь тела вала.

Рассмотрим максимальные коэффициенты интенсивности при других угловых скоростях:

По рис.6 и всему комплексу проведенных расчетов можно сделать следующие выводы:

- При малых угловых скоростях (менее 10 рад/с) напряжения в окрестности вершины и КИН минимальны. Максимумы напряжений и КИН достигаются при угловой скорости 50 рад/с для полуэллиптического дефекта и 100 рад/с для клиновидного.

- Значения K1 и K2 для данной расчетной схемы существенно меньше критических, что позволяет говорить об отсутствии роста дефекта при малом числе циклов его нагружения при обкатывании.

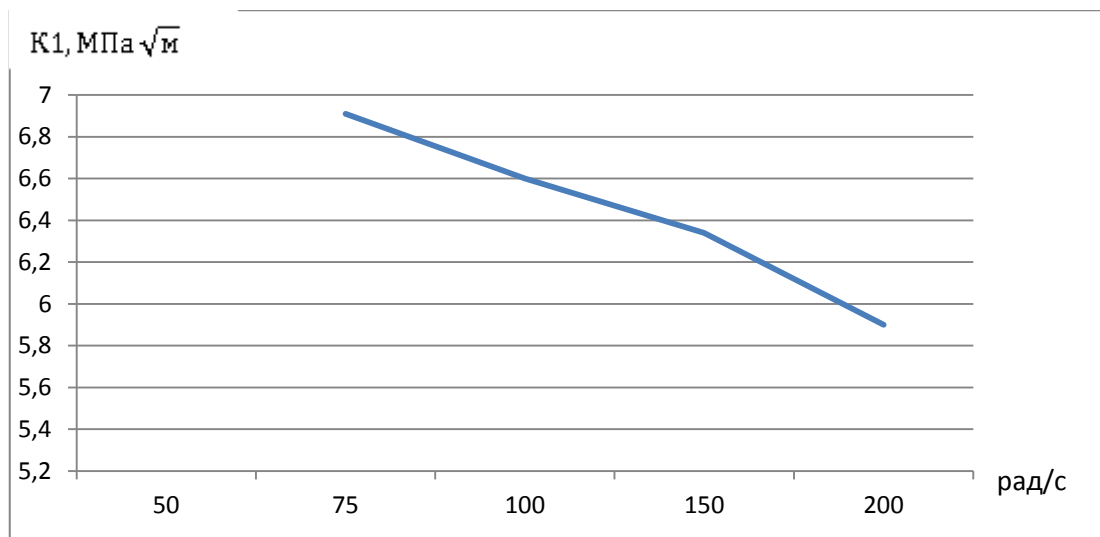


Рис.6 Зависимость K1 от угловой скорости: клиновидный дефект

### Литература

1. Матвиенко Ю.Г., Бубнов М.А. Контактное взаимодействие и разрушение поверхностного слоя в условиях трения качения и заклинивания. // Проблемы машиностроения и надежности машин. № 4, 2009.– С.43-49.
2. Ю.Г. Матвиенко, М.А. Бубнов, К.А.Мягков. Спектральные характеристики трещиноподобного дефекта в условиях трения качения // Проблемы машиностроения и надежности машин. №5, 2015. - С.62-66.
3. Ю.Г. Матвиенко, М.А. Бубнов, К.А.Мягков. Спектральные характеристики поверхностного трещиноподобного дефекта при контактном нагружении// Проблемы машиностроения и надежности машин. №5, 2016. –в печати.
4. Морозов Е.М., Муйземнек А.Ю., Шадский А.С. ANSYS в руках инженера: Механика разрушения.- М.: ЛЕНАНД, 2010. - 456 с.



## УСЛОВИЕ СОХРАНЕНИЯ УСТОЙЧИВОСТИ ДЛЯ ПУЧКА ТРУБ ТЕПЛООБМЕННОГО АППАРАТА

### CONDITION OF HEAT EXCHANGERS TUBE BUNDLE STABILITY CONSERVATION

**Н.Г.Вальес** – к.т.н., с.н.с., **С.М.Каплунов** – д.т.н, проф., зав. лабораторией,  
**А.В.Самольсов** аспирант, **Н.А. Ченцова** – н.с.

ИМАШ РАН. Россия, Москва

*kaplunov@imash.ru*

**Abstract.** On basis of experimental studies results analysis of tube bundles behavior under separated flow hydroelastic mechanism of tube bundle vibrations excitation mathematical model was created. Problem of hydroelastic tube bundle excitation occurrence is reduced to development of elastic tubes unperturbed state non-stability. Based on mathematical model theoretical study necessary and sufficient condition for tube bundle stability, expressed by function of dimensionless system parameters was obtained. Two numerical calculating methods are applied in this work: discrete vortices method and viscous vortex domains method.

**Key words:** separated flow, mathematical model, hydroelastic excitation, viscous vortex domains method, stability criterion.

**Аннотация.** На основании проведенного в работе анализа результатов экспериментальных исследований поведения пучков труб при срывном обтекании создана математическая модель гидроупругого механизма возбуждения колебаний трубного пучка. Проблема возникновения гидроупругого возбуждения пучка труб сводится к развитию неустойчивости невозмущенного состояния упругих трубок. На базе теоретического исследования математической модели получено необходимое и достаточное условие устойчивости пучка труб, выраженное через безразмерные параметры системы. В работе используются два численных вихревых метода расчета: метод дискретных вихрей и метод вязких вихревых доменов.

**Ключевые слова:** срывное обтекание, математическая модель, гидроупругое возбуждение, метод вязких вихревых доменов, критерии устойчивости.

Методика определения критической скорости потока базируется на использовании разработанной математической модели гидроупругого возбуждения колебаний пучка упругих труб внешним поперечным потоком. Задача изучения возникновения гидроупругого возбуждения сведена к анализу устойчивости невозмущенного состояния упругих труб, который проводится при допущении о линейности дестабилизирующих сил.

Проведен теоретический анализ представленной модели гидроупругого механизма возбуждения, который позволил выделить специфический критерий подобия для гидроупругого возбуждения колебаний.

Был создан алгоритм построения матриц влияния конкретных пучков труб благодаря использованию только лишь численных методов, что позволяет оптимизировать общее время проведения расчета.

Получено необходимое и достаточное условие устойчивости фрагмента пучка с использованием критерия Ляпунова, выраженное через безразмерные параметры системы и оценку собственных чисел матриц линейной гидродинамической связи, построенных для рассматриваемого пучка труб.

Предложен способ определения нестационарных гидродинамических сил на трубках в пучках с регулярной компоновкой поперечного сечения, состоящих из большого числа трубок путем расчета сил для небольшого фрагмента пучка, что позволяет уменьшать трудоемкость и сокращать время проведения расчета [1].

Определены значения критической скорости потока теплоносителя (рис.1), зависящие от безразмерных параметров (логарифмический декремент колебаний, безразмерный массовый параметр трубного пучка, характеристика гидродинамических сил), что позволяет оперативно диагностировать как проектируемый, так и уже введенный в эксплуатацию теплообменный аппарат на наличие в нем недопустимого гидроупругого возбуждения колебаний. Результаты хорошо согласуются с известными экспериментальными данными для ряда труб с теми же параметрами [2].

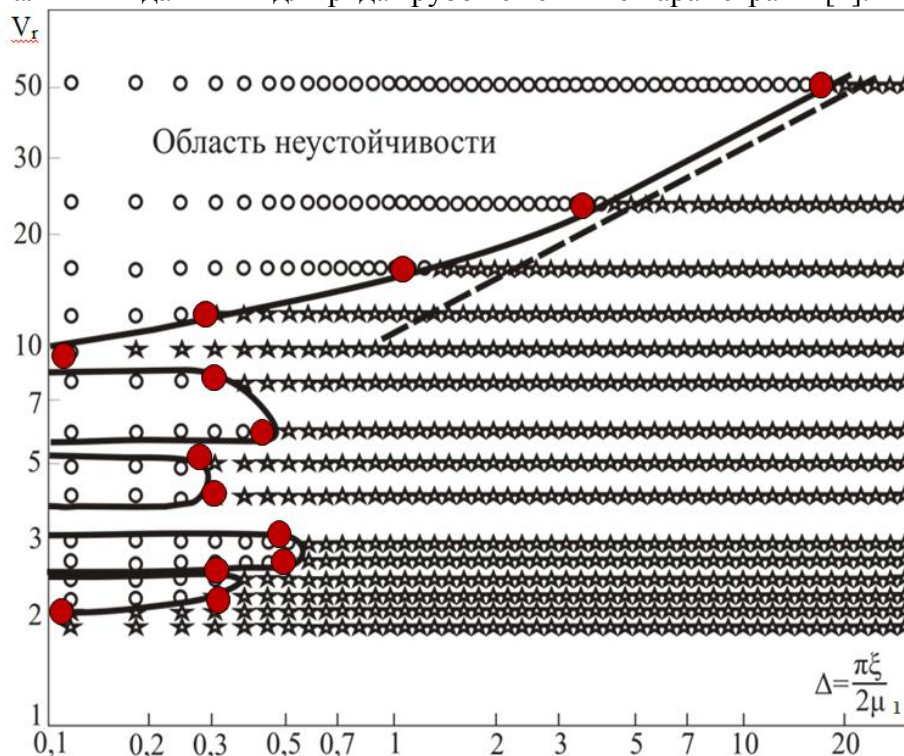


Рис. 1. Граница области устойчивости для ряда труб ( $q=t/D=1,41$ ): сплошная линия – расчет авторов для ряда из пяти труб, штриховая линия - кривая Коннора, эксперимент для бесконечного ряда труб [3]

Практическая ценность работы состоит в возможности математического моделирования гидроупругой неустойчивости пучка труб путем моделирования неустойчивости фрагмента рассматриваемого пучка (рис.2).

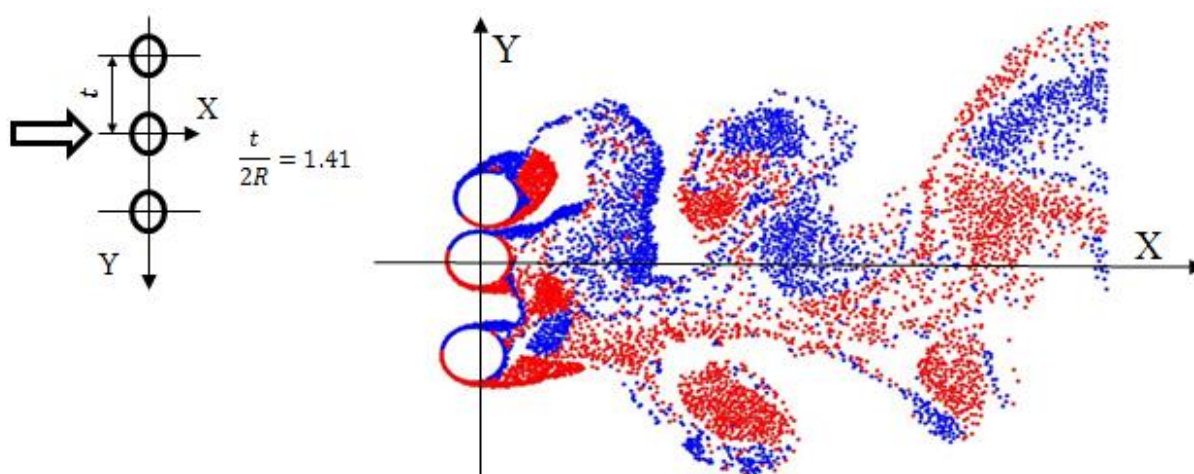


Рис. 2. Численный эксперимент методом вязких вихревых доменов для трех труб, одна из которых совершает гармонические колебания с небольшой амплитудой на частоте в направлении осей x или y

Предлагаемый подход с применением численных вихревых методов позволяет получать необходимые результаты без проведения натурального физического эксперимента,

который является дорогостоящим и крайне трудоемким. Подход позволяет проводить анализ коэффициентов силового взаимодействия в системе «жидкость-трубы», а также нестационарных гидродинамических нагрузок при решении связанной задачи динамики гидроупругой системы с помощью метода численного эксперимента [2,4] для широкого диапазона скоростей поперечного потока теплоносителя, используемых на рабочих режимах соответствующих элементов энергетического оборудования.

Теоретический подход и разработанные в последнее время математические модели позволяют свести к минимуму, но не позволяют полностью обойтись без экспериментальных данных, поскольку и здесь эксперимент является основным методом познания и исследования, при помощи которого проверяется справедливость гипотез, моделей, и устанавливаются границы их применимости.

### Обозначения

Число Рейнольдса  $-Re=2RU_\infty/\nu$

Число Струхала-  $Sh=2Rf/U_\infty$

Коэффициент силы сопротивления  $-C_x=X/\rho RU_\infty^2$ ,

Коэффициент подъемной силы  $-C_y=Y/\rho RU_\infty^2$

Густота пучка  $-q=t/2R$  ( $t$  – расстояние между центрами трубок)

Безразмерная собственная частота колебаний трубки  $-\omega_0 = \omega_T R/U_\infty$

Безразмерная скорость обтекания  $-V_r = \frac{V_{cp}}{2f_T R}$

Безразмерный массовый параметр  $-\mu_1 = \rho \cdot R^2 / m$

Относительное демпфирование-  $\xi$

Безразмерный параметр демпфирования  $-\Delta = \frac{\pi}{4} \left( \frac{2\xi}{\mu_1} \right)$

Средняя скорость потока между трубками  $-V_r = \frac{U}{2f_T R} \frac{q'}{(q'-1)} = \frac{\pi}{\omega_0} \frac{q'}{(q'-1)}$

Циклическая частота колебаний трубки  $-f_T = \frac{\omega_T}{2\pi}$

Скорость набегающего потока вдали от пучка  $-U$

### Литература

1. Каплунов С. М., Вальес Н. Г., Самолысов А. В., Дубинский С. И. Комбинаторный подход при моделировании аэродинамики скоростных железнодорожных составов // Вестник института проблем естественных монополий: Техника железных дорог. 2015. №1 (29). Февраль. С. 48-55.
2. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Самолысов А.В., Марчевская О.А. Определение критических параметров обтекания пучка труб методом численного эксперимента // Теплоэнергетика. 2015. №8. Август. С. 57-62.
3. Коннорс Г.И. Гидроупругие вибрации пучков труб теплообменников // Труды Американского общества инженеров - механиков. Конструирование и технология машиностроения. 1978. Т. 100, № 2. С. 95-102.
4. Самолысов А. В., Масевич А. В., Вальес Н. Г. Расчет срывного обтекания неподвижных и колеблющихся цилиндрических тел методом дискретных вихрей // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2014. №2 (март-апрель). С. 3-9.

## ДОВЕРИТЕЛЬНЫЕ ИНТЕРВАЛЫ ДЛЯ КОЭФФИЦИЕНТА ГОТОВНОСТИ CONFIDENCE INTERVALS FOR AVAILABILITY COEFFICIENT

**И.В.Гадолина**<sup>1</sup> – к.т.н, с.н.с, **Л.Папич**<sup>2</sup> – д.т.н., проф., **Р.И.Зайнетдинов**<sup>3</sup> - д.т.н., проф.

<sup>1</sup>ИМАШ РАН, Россия, Москва

<sup>2</sup>Факультет технических наук, Чачак, Сербия

<sup>3</sup>МИИТ, Москва, Россия

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

**Abstract.** Availability factor confidence intervals were constructed by using the bootstrap-modelling. They are compared by the confidence intervals, built by different method. The comparison was made on the example of rotor excavator under service in Serbia subsystems reliability.

**Key words:** reliability, availability factor, bootstrap-modelling, confidence intervals.

**Аннотация.** Доверительные интервалы для коэффициента готовности были построены на основе бутстреп-моделирования. Они сравниваются с доверительными интервалами, построенными другими методами. Сопоставление ведется на примере надежности подсистем роторного экскаватора, эксплуатировавшегося в Сербии.

**Ключевые слова:** надежность, коэффициент готовности, бутстреп, доверительные интервалы.

При проведении статистических исследований особое место занимает оценка изменчивости получаемых характеристик, построение доверительных интервалов. Ведь было бы опрометчиво приводить так называемые точечные характеристики, не указывая их возможные отклонения. Важным комплексным показателем надежности является коэффициент готовности. Он оценивается для восстанавливаемых изделий (т.е. для тех, которые во время периода эксплуатации неоднократно подвергаются ремонту или восстановлению [1]). Коэффициент готовности определяется по формуле:

$$K_g = \frac{\sum_n t_i}{\sum_n t_i + \sum_{n-1} \tau_i}$$

где  $t_i$  - время  $i$ -й наработки изделия на отказ,  $\tau_i$  - время восстановления после  $i$ -го отказа (вынужденные простои и ремонт),  $n$  - общее число отказов.

Для высоконадежных изделий  $K_g$  близок к единице, но никогда ее не достигает. Показатель применяется для технических изделий, а также служит оценкой надежности телекоммуникационных систем. Несмотря на актуальность данного показателя, методы оценки его вариабельности до настоящего времени не применялись широко. В работе [2] излагается метод, разработанный авторами данной статьи. Метод основан на статистическом бутстрепе – методе моделирования, основанном на многократном извлечении повторных выборок из исходной выборки. Бутстреп-моделирование относится к особой группе статистических методов, объединенных термином ресэмплинг [3]. Эти методы не требуют введения предположения о законах распределения случайных величин.

В разработанном нами методе правила формирования бутстреп-выборок таковы. Информация о надежности по изделию представлена в виде таблиц, в которых последовательно указаны наработки на отказ  $t_i$ , и время простоя  $\tau_i$  для  $i=1, 2... n$ .

Единица информации – это пары  $(t_i, \tau_i)$ . Большое число ( $B$ ) бутстреп-выборок формируется из имеющихся в распоряжении пар  $(t_i, \tau_i)$ ,  $i = 1, 2 \dots n$ . В каждой бутстреп выборке  $b=1, 2 \dots B$  содержится ровно  $n$  элементов из числа исходных данных (таково правило бутстреп). Но число их повторений будет различным. Некоторые пары могут войти несколько раз, а некоторые могут не войти ни разу. С точки зрения программирования осуществляется случайный выбор с возвращением – процедура реализована в вычислительной среде R [4]. По каждой бутстреп-выборке вычисляется интересующая нас статистика, а именно, коэффициент готовности  $K_g$ . Таким образом может быть получено распределение статистик. При исследовании первоначально было выбрано число выборок бутстреп  $B=100$ , что представлялось достаточным для данной задачи.

Что же использовать в качестве «момента истины», что может подтвердить или опровергнуть полученные результаты? Практика? Можно было бы надеяться, что по прошествии времени будут получены новые результаты наблюдений, которые попадут (или не попадут) в построенные нами доверительные интервалы. К сожалению, такой путь нереален. В нашем случае наблюдений за надежностью подсистем роторного экскаватора (см.ниже), эксперимент уже завершен, и новых данных не предвидится. К тому же условия эксперимента меняются со временем, и полученные ранее характеристики также меняются.

В данной работе мы сопоставили полученные нами результаты с результатами, полученными на основе разработок, выполненных другими авторами [5]. В [5] на основе непараметрического подхода к статистическому оцениванию построены гарантированные доверительные интервалы для коэффициента готовности.

Для сопоставления методов построения доверительных интервалов коэффициента готовности использовался пример о надежности подсистем роторного экскаватора [2]. Было рассмотрено 6 подсистем с разной степенью надежности (табл.1). Для построения доверительных интервалов коэффициентов готовности подсистем  $K_{gi}$ ,  $i=1 \dots 6$  использовались вариационные ряды, полученные по случайным значениям этих величин, полученным по описанной выше схеме бутстреп-моделирования. Доверительные интервалы с вероятностью  $\gamma$  будут ограничиваться членами вариационного ряда  $K^*g_{ij}$ ,  $j=1, 2 \dots B$  ( $B$  – число бутстреп-выборок) с индексами LOW (нижний) и HIGH (верхний):

$$LOW = (1 - \gamma) / 2 * B; \quad HIGH = (1 + \gamma) / 2 * B.$$

Для увеличения точности оценки число  $B$  было увеличено до  $B=1000$  (ранее было использовано  $B=100$  бутстреп-выборок). Значения доверительных интервалов, построенных по разработанному авторами методу, приведены в табл.2.

Табл.1

Обозначение	Подсистема.	$K_g$
МКМ	Копание материала	0,9311
МКК	Круговое движение	0,9979
MDS	Подъем стрелы ротора	0,9984
МТВ	Транспортировка экскаватора	0,9874
МТМ	Транспортировка материала	0,9832
НСК	Несущая стальная конструкция	0,9995

Табл.2

Процентили $\alpha$	0.025	0.05	0.1	0.5	0.9	0.95	0.975
				медиана			
Экскават. МКМ	По раз	работан	ному	методу			
МКМ	0.8520	0.8647	0.8825	0.9340	0.9714	0.9741	0.9754
МКК	0.9952	0.9958	0.9965	0.9979	0.9987	0.9989	0.9990
MDS	0.9964	0.9968	0.9973	0.9984	0.9991	0.9992	0.9994
MTB	0.9824	0.9838	0.9854	0.9902	0.9937	0.9944	0.9950
MTM	0.9733	0.9750	0.9776	0.9833	0.9876	0.9880	0.98959
NCK	0.9982	0.9983	0.9989	0.9995	0.9997	0.9998	0.99987
			По	методу	[6]		
МКК	0.9481	0.9558	0.9652	0.9979	1.0330	1.0440	1.0533
MDS	0.9412	0.9500	0.9602	0.9984	1.0397	1.0520	1.0630
MTB	0.7868	0.8137	0.8475	0.9902	1.1906	1.2644	1.3353
MTM	0.6925	0.7269	0.7716	0.9833	1.3550	1.5188	1.6949
NCK	0.9950	0.9957	0.9966	0.9995	1.0024	1.0033	1.0040

На рис. 1 показаны доверительные вероятности, построенные по разработанному авторами методу, для  $K_g$  при  $\alpha=2,5\%$ ,  $5\%$ ,  $10\%$  и  $90\%$ ,  $95\%$ ,  $97,5\%$  ограничивающие  $95\%$ ,  $90\%$  и  $80\%$  доверительные интервалы (кроме подсистемы МКК – для нее характерна отличающаяся шкала значений). Для сопоставления методов на рис.2 показаны доверительные интервалы по разработанному методу и по формулам [5].

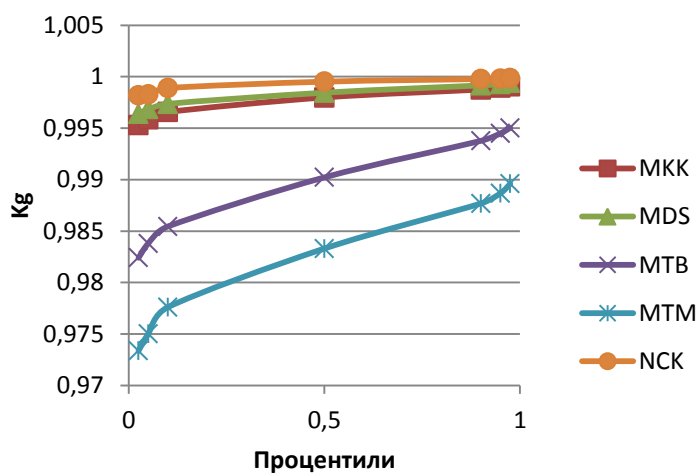


Рис.1. Границы доверительных интервалов для подсистем экскаватора (кроме подсистемы МКК)

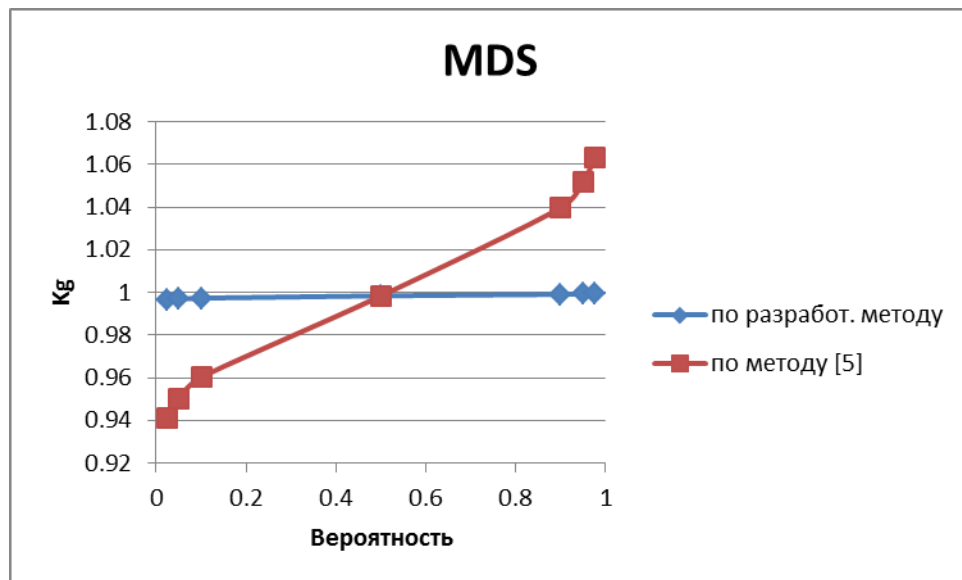


Рис.2 Сопоставление доверительных интервалов по разработанному методу и методу [5] для подсистемы MDS

Видно, что по формулам [5] доверительные интервалы существенно шире (несопоставимо). Верхние пределы превышают единицу, что не имеет смысла для коэффициента готовности. Распределения вероятностей по разработанному методу скошены влево, что обосновано неравенством  $K_g < 1$ , в то время как интервалы по [5] симметричны.

#### Выводы

Разработан метод построения доверительных интервалов для коэффициента готовности. Пример надежности подсистем роторного экскаватора показывает значительные расхождения с величинами, полученными по формулам других авторов [5].

#### Литература

1. ГОСТ 27.002-89. Надежность в технике. Основные понятия. Термины и определения. Восстановлен на территории РФ 01.12.2012.
2. I. Gadolina, L.Papic, M.Pantelic. Statistical bootstrap in the problem of availability factor variance estimation: example of SRs 1200 excavator reliability/ Proc. of Life cycle engineering and management ICDQM-2016. ed.L.Papic. Prijedor, Serbia, 29-30 June. 2016. P.123-129.
3. П.Диаконис, Б.Эфрон. Статистические методы с интенсивным использованием ЭВМ//В мире науки. -1983. -№7. - С.60-73.
4. R Core Team (2014). R: A language and environment for statistical computing. R Foundation for Statistical Computing, Vienna, Austria. URL <http://www.R-project.org/>
5. Беврани Х. Методы статистического анализа надежности сложных систем, основанные на некоторых асимптотических статистиках. Автореферат на соиск. степени канд. Физ.-мат. наук. М., МГУ. 2005. 27с.

**ОБОСНОВАНИЕ МЕТОДОВ И СРОКОВ ДИАГНОСТИКИ  
ГИДРОТУРБИН ЗА ПРЕДЕЛАМИ ПРОЕКТНОГО СРОКА СЛУЖБЫ**  
*JUSTIFICATION OF METHODS AND TIMING FOR DIAGNOSTICS  
HYDRAULIC TURBINES BEYOND DESIGN LIFETIME*

**Е.В. Георгиевская** – к.ф.-м.н., зав. лаб.

ОАО «НПО ЦКТИ»

[resurs24@ckti.ru](mailto:resurs24@ckti.ru) [GeorgievskajaEV@ckti.ru](mailto:GeorgievskajaEV@ckti.ru)

**Abstract.** Objectives and tasks for diagnostics of hydraulic turbine are quite different at various operational phases, so methods and diagnostic tools are different too. After the exhaustion of the design resource the main diagnosis purpose is to determine the feasibility and advisability to continuing operation of components which reached the end of their service life, while avoiding disruption, failure or equipment destruction. It is important to consider individual features, damage and defects acquired in operation process of hydraulic turbine for a long time.

**Key words:** hydraulic turbine, design lifetime, defect, diagnostics methods.

**Аннотация.** На различных стадиях жизненного цикла гидротурбин цели и задачи диагностики существенно отличаются, поэтому также отличаются методы и средства диагностирования. После исчерпания проектного ресурса основной целью диагностики становится определение возможности и целесообразности продолжения эксплуатации выработавших срок службы элементов, не допуская нарушений работы, отказа или разрушения оборудования. Особое значение приобретают индивидуальные особенности и приобретенные в ходе длительной работы повреждения и дефекты гидротурбины.

**Ключевые слова:** гидротурбина, проектный ресурс, дефект, методы диагностики.

Диагностика гидротурбин (ГТ) на всех стадиях эксплуатации оборудования проводится с целью раннего выявления неисправностей и дефектов, развитие которых может привести к отказу, возникновению аварийной ситуации и другим нежелательным последствиям, нарушающим надежность и безопасность работы гидроагрегата (ГА).

В рамках проектного срока службы диагностика сводится к периодическому контролю технического состояния гидротурбины, т.е. проверке соответствия требованиям нормативно-технической документации и подтверждению готовности оборудования к эксплуатации (рис. 1). Основанием для выбора объемов и периодичности контроля на этом этапе служат преимущественно статистические сведения об отказах, повреждениях и выявленных дефектах элементов гидротурбин данного типа или аналогичного конструктивного исполнения. Оценка технического состояния гидротурбины на этой стадии эксплуатации проводится, как правило, в виде технических осмотров, визуально-измерительного контроля и штатных вибрационных испытаний. Контроль направлен на выявление видимых повреждений элементов гидротурбин или явных отклонений от требований нормативной и проектно-конструкторской документации.

За пределами проектного срока службы основной целью диагностики становится определение возможности и целесообразности продолжения эксплуатации выработавших свой ресурс элементов и конструктивных узлов, установление сроков и условий продления эксплуатации ГТ (рис. 1).





Рис. 1. Задачи диагностики на различных стадиях жизненного цикла ГТ

Длительная эксплуатация гидроагрегатов, особенности их монтажа и условий работы приводят к существенному различию технического состояния даже однотипных гидротурбин, работающих на одной ГЭС, не говоря уже об эксплуатируемых на различных станциях турбинах. Именно поэтому за пределами проектного срока службы при разработке программ диагностирования гидротурбинного оборудования особое внимание должно уделяться их индивидуальным особенностям (конструктивным, технологическим, эксплуатационным) и проведенным ремонтно-восстановительным операциям.

Кроме того, продолжительная эксплуатация, на протяжении десятков лет, способствует возникновению и развитию различных дефектов и отклонений от требований проектной документации, которые не всегда могут быть устранены в текущий ремонт. Оценка возможности и продолжительности работы гидротурбины, имеющей такие повреждения элементов, является одной из задач диагностики на запроектных сроках эксплуатации.

Контроль технического состояния оборудования за пределами проектного срока службы, проводимый по индивидуальной программе диагностирования, обычно выполняется в рамках капитального ремонта. Индивидуальная программа диагностирования должна предусматривать расширенный характер контроля, позволяющий построить достоверный прогноз изменения технического состояния оборудования на межремонтный (до следующего контроля) период (рис. 2).

Расширенный характер подразумевает проведение в дополнение к обычному эксплуатационному контролю металла (осмотры, визуальный контроль) и штатным испытаниям выполнение следующих работ:

- контроль металла различными неразрушающими методами (цветная дефектоскопия, ультразвуковая диагностика, вихре-токовый контроль и пр.) с целью выявления местоположения, ориентации и размеров видимых и/или скрытых дефектов, развитие которых в межремонтный период может привести к отказу оборудования;
- лабораторные исследования вырезок металла основных элементов гидротурбины с целью определения фактических физико-механических и усталостных свойств, а также характеристик трещиностойкости;
- определение жесткостей опорных узлов гидротурбины (по результатам расширенных вибрационных испытаний с установкой дополнительных грузов) с целью уточнения фактически действующих нагрузок на элементы гидротурбины [1];

- определение остаточных напряжений в сварных швах и зонах ремонтных наплавов с целью их учета при оценке усталостной прочности и долговечности;
- проведение иных специальных исследований, испытаний и измерений (на остановленном агрегате и всех основных эксплуатационных режимах), необходимых для уточнения фактического технического состояния оборудования или условий его нагружения в процессе эксплуатации; например, прочностные испытания рабочего колеса, измерение пульсаций давления и кавитационного шума в проточной части ГТ, определение зазоров между вращающимися и неподвижными частями на работающем агрегате, усилий затяга ответственных крепежных элементов и т.п.



Рис. 2. Диагностика ГТ за пределами проектного срока службы

Прогноз изменения технического состояния в межремонтный период строится на основании расчетного моделирования процессов накопления повреждений, возникновения и развития макротрещин вплоть до разрушения элемента по принятой для данной отрасли промышленности методике [2 – 4]. Размеры макротрещин в элементах гидротурбин, уверенно диагностируемые с помощью современных неразрушающих методов, составляют порядка нескольких миллиметров и варьируются в зависимости от местоположения и ориентации дефекта и используемых средств контроля. Моделирование дефектов выполняется с учетом рекомендаций [5].

При построении прогноза учитываются следующие факторы:

- фактическое техническое состояние гидротурбины;
- размеры и местоположение дефектов, имеющиеся повреждения элементов;
- режимы работы ГА, включая пуски/остановы, работу на холостом ходу и в режиме синхронного компенсатора, разгрузки, переходы через нерекомендуемые для длительной эксплуатации зоны работы;
- внешние нагрузки: статические и динамические в широком диапазоне частот (от долей до сотен Гц);
- геометрические и силовые концентраторы напряжений;
- деградация свойств материалов при длительном воздействии агрессивной коррозионной среды.

По результатам расчетного компьютерного моделирования определяется напряженно-деформированное состояние элементов на каждом исследуемом режиме, в том числе в зонах концентрации напряжений и в вершинах обнаруженных трещин, параметры циклов нагружения (частота, амплитуда и асимметрия цикла), допускаемое количество циклов до образования макротрещины или до ее развития до критического размера. Полученное допускаемое число циклов с учетом фактических режимов работы ГА позволяет оценить длительность допускаемой безопасной и надежной эксплуатации гидротурбины с имеющимися повреждениями, что в совокупности с нормативными требованиями и определяет срок следующего ее обследования.

### **Выводы**

Диагностика гидротурбин за пределами проектного срока службы направлена на обоснование возможности и целесообразности дальнейшей эксплуатации отработавших свой ресурс элементов и узлов с учетом имеющихся повреждений.

Выбор объемов, средств и методов диагностирования на этой стадии эксплуатации должен определяться необходимостью получения исходной информации для построения достоверного прогноза поведения оборудования на продлеваемый период с учетом индивидуальных конструктивных, технологических и эксплуатационных особенностей гидротурбины.

Сроки проведения диагностики должны основываться на результатах расчетного моделирования возникновения и развития дефектов и повреждений и обеспечивать своевременный вывод из эксплуатации элементов с повреждениями и дефектами, достигшими предельного уровня.

### **Литература**

1. Прокопенко А. Н. Расчетно-экспериментальное обоснование зависимости вибрационных характеристик гидроагрегатов от конструктивных и режимных факторов: дис. ... канд. техн. наук: 05.04.13/ Прокопенко Алексей Николаевич. - СПб, 2014 – 221 с.
2. Матвиенко Ю.Г. Модели и критерии механики разрушения// М., «Физматлит», 2006. – 328 с.
3. Махутов Н.А. Конструкционная прочность, ресурс и техногенная безопасность: В 2 ч. / Н.А. Махутов. – Новосибирск: Наука, 2005. – Ч. 1: Критерии прочности и ресурса. – 494 с.
4. Георгиевская Е.В., Смелков Л.Л. Оценка прочности и остаточного ресурса гидротурбин. Проблемы и пути решения// Гидроэнергетика, № 3, 2014, с. 35-39.
5. Методические рекомендации МР 125-02-95. Правила составления расчетных схем и определение параметров нагруженности элементов конструкций с выявленными дефектами. М., 1995. – 52 с.

**МОДЕЛЬ ПОЯВЛЕНИЯ ТОЧКИ БИФУРКАЦИИ  
ПОД ВЛИЯНИЕМ СЛУЧАЙНОГО ПРОЦЕССА НАГРУЖЕНИЯ  
НЕСУЩЕЙ КОНСТРУКЦИИ**

*BIFURCATION POINT EMERGENCE MODEL*

*LINKING WITH STOCHASTIC LOADING PROCESS*

**Р.И.Зайнетдинов**<sup>1</sup> – д. т. н., проф., **И.В. Гадолина**<sup>2</sup> – к.т.н., с.н.с.

<sup>1</sup>МГУПС-МИИТ, Москва, Россия

<sup>2</sup>ИМАШ РАН, Москва, Россия

*E-mail: zri7755@gmail.com*

**Abstract.** Analytical results and graphic dependences linking the dynamics of the entropy flow and its production rate with respect to random process of loading the load-bearing structure. It was revealed that the load-bearing structure as open system responds to strong changes of conditions by steep growth of the entropy flow up to a maximum value at the critical point (being the stochastic analogue of a bifurcation point) associated with the self-organization process in the local dissipative zones of load-bearing structure.

**Key words:** entropy flow, bifurcation point, load-bearing structure, open system, stochastic process.

**Аннотация.** Получены аналитические зависимости и построены кривые, связывающие динамику потока энтропии и её производства со случайным процессом нагружения несущей конструкции. Выявлено, что несущая конструкция, как открытая система, реагирует на значительные изменения условий нагружения резким ростом потока энтропии вплоть до достижения максимального значения в критической точке (являющейся стохастическим аналогом точки бифуркации) и связанной с протеканием процессов самоорганизации в локальных диссипативных зонах конструкции.

**Ключевые слова:** поток энтропии, точка бифуркации, несущая конструкция, открытая система, случайный процесс.

Понимание того факта, что деформирование и разрушение несущей конструкции являются не чисто механическими феноменами, а сопровождаются протеканием неравновесных физико-химических процессов, подчиняющихся закономерностям самоорганизации, приводит к необходимости использования идей и методов синергетики [1]. Несущая конструкция, подверженная силовому и (или) термодеструкционному воздействию, при её работе в упругопластической области рассматривается как открытая устойчиво неравновесная система, которая обменивается энергией, веществом и энтропией (информацией) с окружающей средой. Наличие потока энергии процесса нагружения конструкции и диссипация энергии во внешнюю среду являются предпосылками активности системы. При выполнении некоторых условий такая активная система способна к самоорганизации диссипативных структур в локальных диссипативных зонах (ЛДЗ) несущей конструкции.

Учитывая, что для обеспечения работоспособности несущей конструкции наибольшее значение имеют два авторегуляторных механизма диссипации энергии - упругость (состояние 0) и пластичность (состояние 1), представляющие два устойчивых состояния ЛДЗ, исследовано поведение конструкции под нагрузкой на основе модели бистабильного элемента. Дифференциальные уравнения Колмогорова для вероятностей 0-го  $P_0(t)$  и 1-го  $P_1(t)$  состояний бистабильного элемента были записаны в виде [2]

$$\frac{dP_0(t)}{dt} = -\nu(t)P_0(t) + \mu(t)P_1(t); \quad \frac{dP_1(t)}{dt} = \nu(t)P_0(t) - \mu(t)P_1(t),$$

где  $v(t)$ ,  $\mu(t)$  - интенсивности переходов бистабильного элемента соответственно из 0-го состояния в 1-е и обратно под влиянием внешних воздействий.

В зависимости от параметра режима  $\alpha = v/\mu$  рассмотрены три характерных режима нагружения ЛДЗ конструкции: а) легкий ( $\alpha < 1$ ), т.е. ЛДЗ большую часть времени находится в упругом состоянии; б) симметричный ( $\alpha = 1$ ); в) тяжелый ( $\alpha > 1$ ), т.е. ЛДЗ большую часть находится в состоянии пластического течения.

При условии, что в начальный момент времени ЛДЗ находилась в 0-м состоянии, т.е.  $P_0(0) = 1$ ,  $P_1(0) = 0$ , получено решение для вероятностей  $P_i(t)$  состояний ( $i = 0, 1$ ) в виде [2]:

$$P_0(t) = (1 + \alpha e^{-\beta t}) / (1 + \alpha); P_1(t) = \alpha (1 - e^{-\beta t}) / (1 + \alpha),$$

где  $\beta = v + \mu$ .

Для анализа эволюции открытой системы при протекании процессов самоорганизации исследована динамика информационной энтропии  $H(t)$ , которая является мерой неопределённости существования системы, и равна количеству информации по Шеннону, необходимому для снятия этой неопределённости [3]. С позиций синергетического подхода большой интерес представляет аналитическая зависимость, описывающая динамику потока информационной энтропии  $H(t)$  во времени  $t$ , полученная в виде [4,5]:

$$H(t) = -\frac{\alpha}{1+\alpha} \frac{1}{\ln 2} \left\{ \frac{1 + \alpha e^{-\beta t}}{\alpha} \ln \left[ \frac{1}{1+\alpha} (1 + \alpha e^{-\beta t}) \right] + (1 - e^{-\beta t}) \ln \left[ \frac{\alpha}{1+\alpha} (1 - e^{-\beta t}) \right] \right\} \quad (1)$$

Анализ функции (1) показал, что система реагирует на тяжёлый режим существования (при  $\alpha > 1$ ) ростом потока энтропии до максимального значения  $H(t_b) = 1$  в критической точке  $t_b$ , соответствующей моменту времени [4,5]

$$t_b = -\frac{1}{\beta} \ln \left( \frac{\alpha - 1}{2\alpha} \right), \quad (2)$$

и дальнейшей стабилизацией потока энтропии на стационарном уровне  $H_{ст}$ , соответствующем тяжести режима существования. В критической точке  $t_b$  оба состояния (0-е и 1-е) равновероятны ( $P_0 = P_1 = 0,5$ ). Эта точка является стохастическим аналогом точки бифуркации [3].

Аналитическая зависимость, описывающая динамику скорости  $dH/dt$  приращения потока информационной энтропии  $H(t)$ , получена в виде [4,5]:

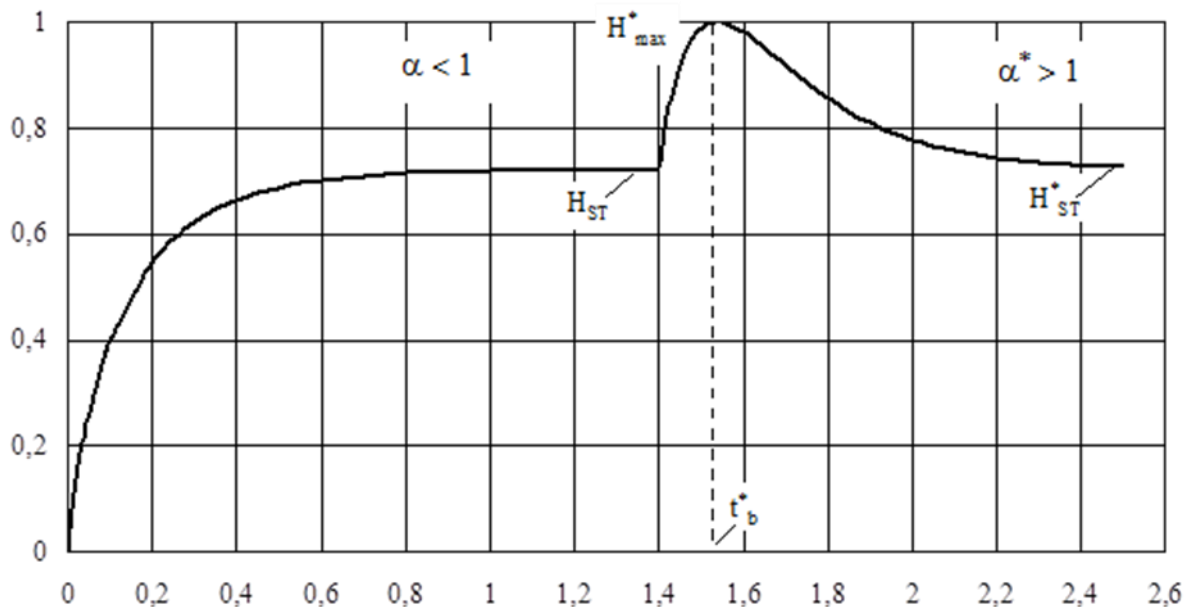
$$\frac{dH}{dt} = -\frac{v e^{-\beta t}}{\ln 2} \ln \left[ \frac{\alpha(1 - e^{-\beta t})}{1 + \alpha e^{-\beta t}} \right] \quad (3)$$

Анализ полученных функций (1) - (3) свидетельствует о том, что реагирование системы на тяжелый режим существования резким ростом потока энтропии происходит одновременно с быстрым уменьшением скорости его приращения. При переходе в тяжелый режим скорость приращения энтропии опускается в отрицательную область, что свидетельствует об оттоке энтропии из системы.

На рис. 1 с использованием полученных функций (1) - (3) смоделирована реакция ЛДЗ несущей конструкции на резкое изменение условий нагружения ( $\alpha < 1$ ;  $\alpha^* > 1$ ). Видно, что материал ЛДЗ конструкции реагирует на изменение режима нагружения  $\alpha(t)$  ростом потока энтропии  $H(t)$  до максимального значения  $H^*(t_b) = 1$  в точке  $t_b^*$  бифуркации с последующей стабилизацией этого потока на стационарном уровне  $H_{ст}^*$ , соответствующем

уровню нагружения конструкции [1]. Все символы со звездочкой\* на рис.1 соответствуют более жестким условиям нагружения конструкции.

а)  $H(t)$



б)  $dH/dt$

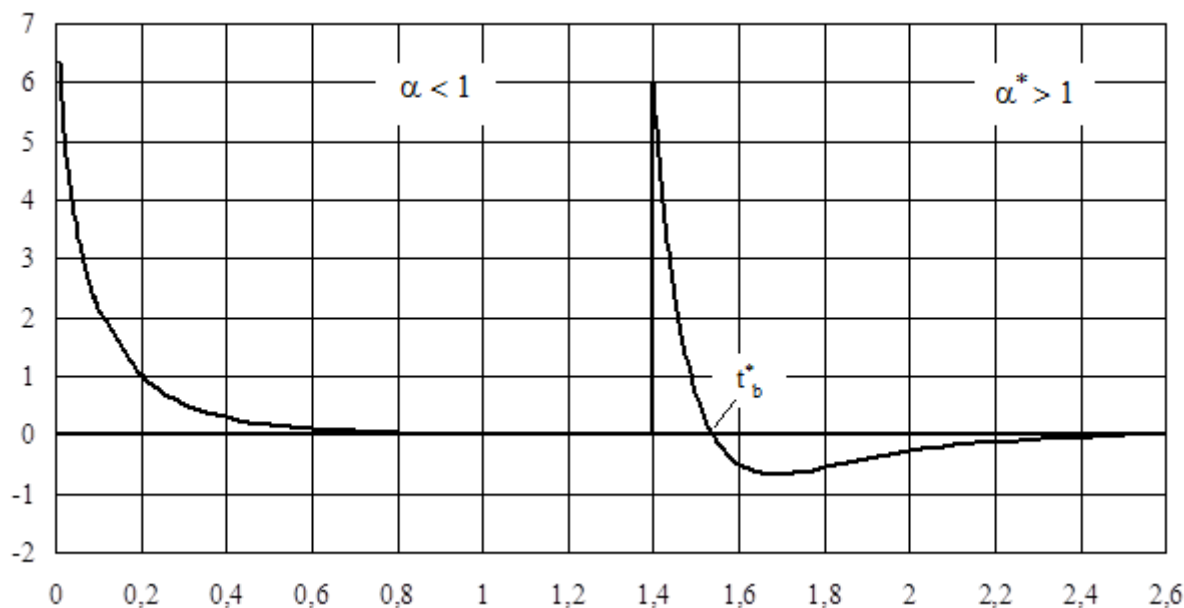


Рис. 1. Реакция ЛДЗ несущей конструкции на резкое изменение условий нагружения, когда  $\alpha < 1$ ;  $\alpha^* > 1$ : а) изменение потока энтропии  $H(t)$  во времени  $t$ ; б) скорость изменения потока энтропии  $dH/dt$ . Координаты критической точки обозначены  $H^*_{max}$  и  $t^*_b$ .

Полученные зависимости свидетельствуют, что несущая конструкция отвечает на существенное изменение режима нагружения резким ростом потока энтропии вплоть до достижения максимального значения  $H(t^*_b) = 1$  в критической точке  $t^*_b$  бифуркации, являющейся стохастическим аналогом точки бифуркации. Дисперсия определяющего параметра системы в критической точке  $t^*_b$  также максимальна. Неопределенность и хаос в этот момент достигают максимума. Точка бифуркации ассоциируется с процессом самоорганизации, т.е. разрушением старой диссипативной структуры, исчерпавшей свои возможности, и появлением новой структуры, отвечающей изменившимся условиям

нагрузки системы. В случае адаптации ЛДЗ к новому режиму нагрузки наступает стабилизация потока на новом стационарном уровне  $H^*_{ST}$ , соответствующем тяжести нагрузки ЛДЗ. Несущая конструкция адаптируется к новым условиям нагрузки путем совершенствования структуры в ЛДЗ и возвращается в стационарное состояние благодаря оттоку энтропии и притоку информации извне или с других иерархических уровней сложной иерархической системы. Точки бифуркации несут важную информацию о завершении приработки несущей конструкции и её приспособлении к определенному уровню нагрузки. Полученные математические выражения позволяют прогнозировать момент  $t^*_b$  наступления критического состояния системы в точке бифуркации и принять меры по повышению адаптационной способности системы и ускорению её приспособления к новым условиям нагрузки. Выявлена зависимость параметра режима  $\alpha$  от функции распределения случайного процесса внешних воздействий на несущую конструкцию [6]. Полученные зависимости позволяют оценить величину параметра режима  $\alpha$  для любой формы функции распределения случайного процесса внешних воздействий на конструкцию и прогнозировать момент времени  $t^*_b$  критического состояния системы.

### Литература

1. Синергетика и фракталы в материаловедении / В.С.Иванова, А.С.Баланкин, И.Ж.Бунин, А.А.Оксогоев. - М.: Наука, 1994. - 383 с.
2. Вентцель Е.С., Овчаров Л.А. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения. М.: Наука, 1991. 384 с.
3. Николис Дж. Динамика иерархических систем: Эволюционное представление / Пер. с англ. – М. Мир, 1989.- 488 с.
4. Zainetdinov R.I. Dynamics of Informational Entropy Associated with Self-Organization Process in Open System // Chaos, Solitons & Fractals. - Pergamon, 1999, vol. 10, No. 9, pp.1425 - 1435.
5. Zainetdinov R.I. Entropy Dynamics Associated with Self-Organization // Paradigms of Complexity: Fractals and Structures in the Science. - World Scientific. Singapore, 2000, pp. 229 - 242.
6. Зайнетдинов Р.И. Влияние характеристик случайного нагружения транспортной конструкции на появление точек бифуркации в поведении материала // Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы. Труды третьей научно-технической конференции. РАН, РФФИ, ИМАШ РАН. - М.: ООО «РИФ» “СЕМИР”, 2015, с. 18 - 19.

**ЧИСЛЕННЫЙ ЭКСПЕРИМЕНТ И ЕГО ВЕРИФИКАЦИЯ ПРИ ОПРЕДЕЛЕНИИ  
АЭРОГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗОК И ПАРАМЕТРОВ  
ДИНАМИЧЕСКОГО ОТКЛИКА ОБТЕКАЕМЫХ ПОТОКОМ КОНСТРУКЦИЙ**  
NUMERICAL EXPERIMENT AND VERIFICATION OF AEROHYDRODYNAMIC LOADS  
AND DYNAMIC RESPONSE PARAMETERS OF FLOWING CONSTRUCTIONS

**С.М.Каплунов<sup>1</sup>**- д.т.н. с.н.с., **Т.Н.Фесенко<sup>1</sup>**- к.т.н., с.н.с., **В.Ю.Фурсов<sup>1</sup>** – м.н.с.,

**В.И.Солонин<sup>2</sup>**- проф., д.т.н.

<sup>1</sup>ИМАШ РАН, Россия, Москва

<sup>2</sup>МГТУ им. Н.Э.Баумана, Россия, Москва

[kaplunov@imash.ru](mailto:kaplunov@imash.ru)

**Abstract.** The paper is devoted to the analysis of numerical modeling data to determine aerodynamic loads on different constructions and objects of transport and energetic machine building with definition of pressure and flow velocities distributions on the surfaces of specified objects and also with special investigation of amplitude-frequency characteristics for the individual construction elements. It confirms efficiency and correctness of the results obtained by authors with the application of the original combined approaches as for main calculation process such as for effective verification of these results with help of special analysis and proposed different verification schemes.

**Key words:** aero-hydrodynamic loads, constructions, pressure, velocity, amplitude-frequency characteristics, dynamic response, durability.

**Аннотация.** Доклад посвящен анализу результатов численного моделирования для определения аэрогидродинамических нагрузок на различные конструкции и объекты транспортного и энергетического машиностроения с выявлением распределений давления и скоростей на их поверхностях, а также отдельных исследований амплитудно-частотных характеристик для ряда конструктивных элементов. Полученные результаты проведенных исследований подтверждают эффективность и корректность исследований авторов с использованием оригинальных комбинированных подходов, как для реализации основных вычислений, так и для проведения эффективной верификации полученных результатов с использованием проведенного анализа и предложенных различных схем верификации.

**Ключевые слова:** аэрогидродинамические нагрузки, конструкции, давление, скорость, амплитудно-частотные характеристики, динамический отклик, долговечность.

Статья посвящена анализу данных численного моделирования при определении аэрогидродинамических воздействий при обтекании турбулентными потоками различных сред одно-и-многокомпонентных конструкций как в контурах современных ядерных энергетических установок, так и при аэродинамическом воздействии на конструкции инфраструктуры РЖД аэродинамических нагрузок от скоростных поездов: пешеходные мосты, стенки-экраны и др.[1,2]. Основной задачей проведенных работ является корректное получение и рациональное использование полученных расчетным путем данных по частотным спектрам составляющих аэрогидродинамических нагрузок, по распределениям давления и скоростей на указанных объектах и амплитудно-частотным характеристикам для отдельных элементов конструкций, что и подтверждает эффективность использованного авторами в работе оригинального комбинированного расчетного подхода [2].

Используемый расчетный подход [2] представляет (Рис. 1) связанную систему проведения сложных расчетных исследований двумя и более прогрессивными расчетными методами в постоянном их взаимодействии с повышенной оперативностью и существенным снижением затрат (на 20 – 35 %) на проведение численных исследований значительного объема и сложности. Полученные данные верифицированы с использованием собранного авторами банка опытных данных, включая данные по



испытаниям как на международных стандартных моделях (модель Ахмеда и др.), так и на отечественных моделях (испытания в аэродинамических трубах и на аэрогидродинамических стендах).



Рис. 1. Блок-схема проведения исследований гидроаэродинамических воздействий на конструкции и объекты энергетического и транспортного машиностроения.

Предложенный для решения поставленных задач комбинированный подход (Рис. 1), прежде всего, включает совместное использование трех современных расчетных методов: программный комплекс для аэрогидродинамических расчетов в 3D- постановке ANSYS CFD (метод дискретных объемов МДО), а для расчета в 2D- постановке - оригинальный и эффективный модернизированный метод дискретных вихрей ММДВ (разработка ИМАШ РАН) и метод вихревых вязких доменов МВВД [2].

В соответствии с разработанной и апробированной методикой взаимодействия данных трех методов [2] стало, в том числе, возможным:

1. На основе постоянного дополнения расчетов первым методом (левая часть на рис. 1) снять с него трудоемкий процесс собственной верификации результатов за счет проведения чрезвычайно длительных расчетов с повышенной точностью (с увеличением длительности счета в 2-3 раза) на вариант сравнения результатов расчета по контрольному плоскому сечению конструкции выбранными двумя методами со сравнительной оценкой полученных результатов и имеющегося для подобных задач в ИМАШ РАН банка опытных данных.
2. Точно также, с другой стороны, для проведения ряда расчетов обтекания отдельных элементов инфраструктуры необходимые данные для решения в плоском сечении (ММДВ, правая часть на рис. 1) в виде зависимости скорости набегающего от поезда потока на данный элемент или конструкцию от расстояния до поезда в требуемом направлении могут быть получены в расчете ANSYS CFX и переданы в правый блок (схема на рис. 1) для проведения расчетов в 2D - постановке.

#### Расчет колебаний автомобильного моста

В соответствии с разработанными алгоритмами созданы оригинальные программы, позволяющие проводить расчеты продолжительных реализаций нестационарных аэродинамических сил при отрывном обтекании тел или системы тел, имеющих разнообразные профили и колеблющихся как вдоль, так и поперек потока воздуха [2]. С помощью этих программ проводились численные эксперименты, в которых определялись

аэродинамические силы, действующие на подвижные элементы инфраструктуры (мосты, переходы, трубные конструкции, упругие стационарные сооружения) и рассчитывались автоколебания конструкций при прохождении скоростных составов в 2D постановке. Для решения граничной задачи предложен универсальный комплексный метод, совмещающий методы коллокаций и зеркального отражения, позволяющий рассчитать срывное обтекание тела произвольного поперечного сечения (рис.2, 3).

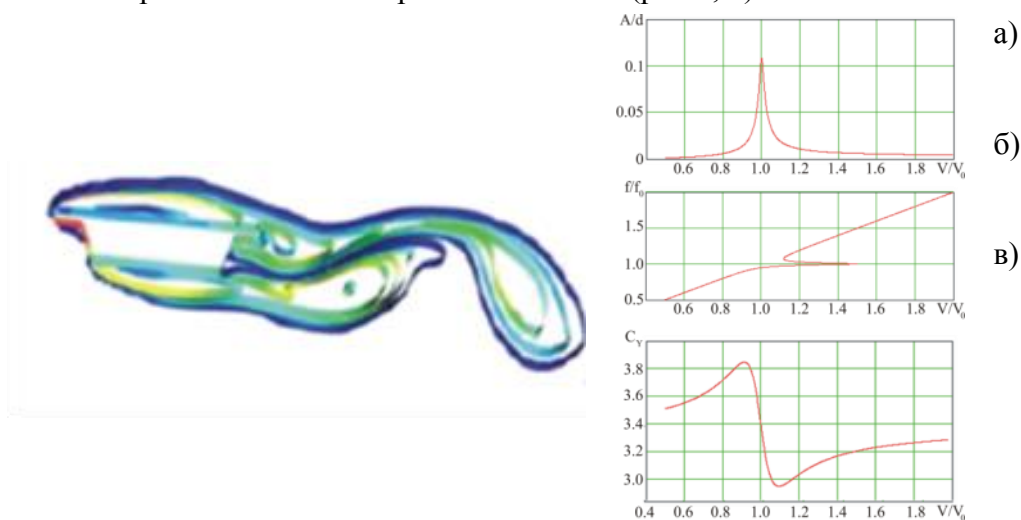


Рис. 2. Расчет колебаний моста при срывном обтекании Рис.3. Основные зависимости: Расчетная амплитуда автоколебаний моста в зависимости от безразмерной скорости обтекания ветром  $V/V_0$  ( $V_0=f_0d/Sh_0$ ). (а). Безразмерная частота срыва вихрей в зависимости от безразмерной скорости обтекания ветром (б). Коэффициент аэродинамической силы  $C_d$ , действующей на мост в зависимости от безразмерной скорости обтекания ветром (в)

Разработанные Н.Г.Вальес программы позволяют, в отличие от известных, проводить достаточно оперативную оценку характерных параметров сложных амплитудно-частотных характеристик колебаний тел, а также выявить для исследуемых процессов и различных типов многокомпонентных систем важные для проектирования, эксплуатации и прогнозирования ресурса параметры.

Здесь для рассмотренного случая определены также величины критической скорости обтекания воздухом в зависимости от безразмерных параметров, включающих величину логарифмического декремента колебаний и собственную частоту колебаний тела. При этом также установлены области допустимых режимов эксплуатации для всех случаев возбуждения колебаний конструкций в широком диапазоне скоростей обтекания.

Полученные результаты позволяют определить зоны первоочередного мониторинга и диагностики обтекаемых потоками объектов, а также предложить перспективные пути и технологические мероприятия по повышению их прочности, износостойкости и долговечности для рассматриваемых ответственных конструкций.

На основании численного решения расчетной модели Т.Н.Фесенко и соответствующей программы для расчета нелинейных колебаний трубных пучков в поперечном турбулентном потоке однофазной среды [3] при наличии по длине труб промежуточных опор (с зазорами), на рис.4-5 приведены зависимости среднеквадратичных значений (СКЗ) виброперемещений (м) от длины трубы (м). Результаты расчетов параметров вибраций и результаты, полученные экспериментально для модели парогенератора (ПГ) реактора БН 1200, качественно и количественно хорошо совпадают в диапазоне межтрубных скоростей потока от 6 до 8 м/с при малом радиальном зазоре и демпфировании 8-10 %. В большинстве случаев средняя относительная погрешность по СКЗ виброперемещений и частотному составу не превышает 15 %, что подтверждает корректность проведенных численных исследований динамики ПГ.

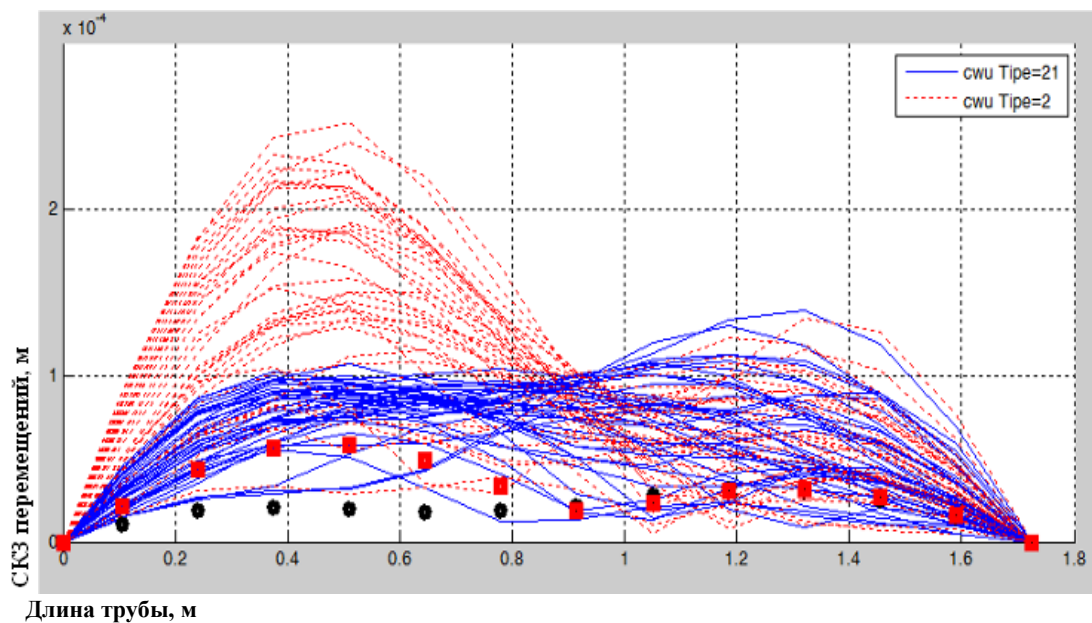


Рис. 4 (красный), 5 (синие кривые). Виброактивность конструкции трубного пучка в зависимости от расположения промежуточных опор

На рис. 4, 5 (совмещены) наглядно показана возможность снижения вибраций конструкции при изменении расположения промежуточных опор, что позволяет проводить оптимизацию конструкции данного типа по расположению промежуточных опор и зазоров в них.

Исследования реальных физических процессов, связанных с определением динамических параметров и долговечности конструкций в различных отраслях машиностроения, в том числе на транспорте и в энергетике, представляют собой комплексы теоретических, расчетных и экспериментальных направлений, которые проводятся последовательно или параллельно и дополняют друг друга, обеспечивая в итоге получение достаточно скорректированных и надежных конечных результатов с требуемым качеством верификации и относительной суммарной погрешностью [1-3,4-6].

## Литература

1. Махутов Н.А., Драгунов Ю.Г., Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Фесенко Т.Н., и др. Динамика и прочность водо-водяных энергетических реакторов. М.: Наука, 2004, 440 с.
2. Каплунов С.М., Вальес Н.Г., Махутов Н.А., Дубинский С.И., Самсонов В.А. Аэродинамическое воздействие скоростных поездов на объекты инфраструктуры ОАО «РЖД» // Бюллетень Объединенного ученого совета ОАО «РЖД». 2016. №1-2. С.47-57.
3. Фесенко Т.Н., Макаров В.В., Корецкий С.А., Шитова Л.И. Математическая модель и ее верификация по результатам эксперимента // Труды третьей научно-технической конференции «Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы» / М.: ИМАШ РАН, окт. 2015 г. – с.50-51.
4. И.Я.Емельянов, В.И.Михон, В.И.Солонин. Конструирование ядерных реакторов. Учеб. Пособие для ВУЗов (под ред. Доллежала), М.: Энергоиздат, 1982, 400 с.
5. И.А.Биргер. Техническая диагностика. М.: Машиностроение. 1978, 239 с.
6. Kaplounov S., Valles N., Solonin V. Analysis of errors agreement for Complex numerical-experimental investigations // Proc. of the 3rd Int. Conf. on EANE. Czech. Rep., Prague, 1999, pp.223-230.

**РАСЧЁТНО-ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЙ МЕТОД МОНИТОРИНГА  
НДС КРИТИЧЕСКИ ВАЖНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ**  
*ANALYTICAL-EXPERIMENTAL METHOD OF STRAIN-STRESS MONITORING  
OF CRUCIAL ELEMENTS OF DESIGNS*

**С.В.Маслов** – к.т.н., в.н.с., **А.И.Кукшинов** – к.т.н., .н.с.,  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН  
*e-mail: maslovsv@inbox.ru*

**Abstract.** Modern methods and systems of monitoring of parameters of constructional durability, survivability and residual resource of complex technical systems crucial elements as a necessary component have to include algorithms of expeditious diagnostics of thermotension of the most loaded design zones for formation of actually realized history of their loading at operation. For specification of the strains arising in dangerous points of operating design elements, inaccessible for measurements, it is possible to use the calculating - experimental algorithm based on the experimental data and modeling methods for the conditions of thermotension design loading.

**Key words:** diagnostic, stress-strain state, thermal effects, analytical-experimental procedures.

**Аннотация.** Современные методы и системы мониторинга параметров конструкционной прочности, живучести и остаточного ресурса критически важных элементов сложных технических систем в качестве необходимого компонента должны включать алгоритмы оперативной диагностики термонапряженного состояния наиболее нагруженных зон конструкции для формирования фактически реализованной истории их нагружения при эксплуатации. Для уточнения возникающих напряжений в недоступных для измерений опасных точках элементов действующей установки можно использовать расчётно-экспериментальный алгоритм, основанный на получаемых экспериментальных данных и методах расчётного моделирования условий температурного и напряжённого нагружения конструкции.

**Ключевые слова:** системы диагностики, напряжённо-деформированное состояние, тепловые воздействия, расчётно-экспериментальные алгоритмы.

При проектировании современных энергоустановок значительное внимание уделяется обоснованию прочности и проектного ресурса конструкции, основанием для чего является поверочные расчёты, основанные на численном моделировании возможных силовых, температурных, вибрационных и иных нагрузок, которые могут возникать при работе установки. При этом неизбежно принимаются приближенные условия закреплений конструкции в целом, характеристик жёсткости сопрягаемых и поддерживающих элементов, условий теплоизоляции, особенностей алгоритмов управления параметрами, реализуемых системами безопасности, и др. Реальные нагрузки в элементах действующей установки всегда в той или иной степени отличаются от расчётных, случайным является также последовательность и количество различных режимов нагружения, что может значительно влиять на остаточный ресурс конструкции, вопрос уточнения и продления которого рано или поздно возникает для любой сложной конструкции. Для уточнения реально возникающих напряжений в опасных точках элементов действующей энергоустановки в настоящей работе предлагается использовать расчётно-экспериментальный алгоритм, основанный на получении экспериментальных данных при её эксплуатации и их использовании в расчетных моделях для определения параметров НДС. В выполненных ранее исследованиях [1] для решения задачи использовался метод, основанный на решении обратных задач теплопроводности или термоупругости [2] для восстановления условия теплопередачи к стенкам корпусных элементов со стороны теплоносителя и последующем решении прямой задачи термоупругости с учётом геометрических особенностей элементов конструкции.

В настоящей работе рассматривается алгоритм, при котором вместо граничных условий 3-го рода (конвективный теплообмен с известными коэффициентами теплоотдачи)

используются кусочно-линейные функции изменения температур непосредственно внутренних поверхностей, полученные при математическом моделировании НДС и последовательным приближением получаемых решений к данным натурального эксперимента. Задача решается применительно к конструкции патрубка питательной воды (далее ППВ) парогенератора ВВЭР-1000, для которого имеются экспериментальные данные, полученные в условиях эксплуатации АЭС [2,3,4]. На рис.1 приведены данные экспериментального контроля, полученные в начальный период эксплуатации установки.

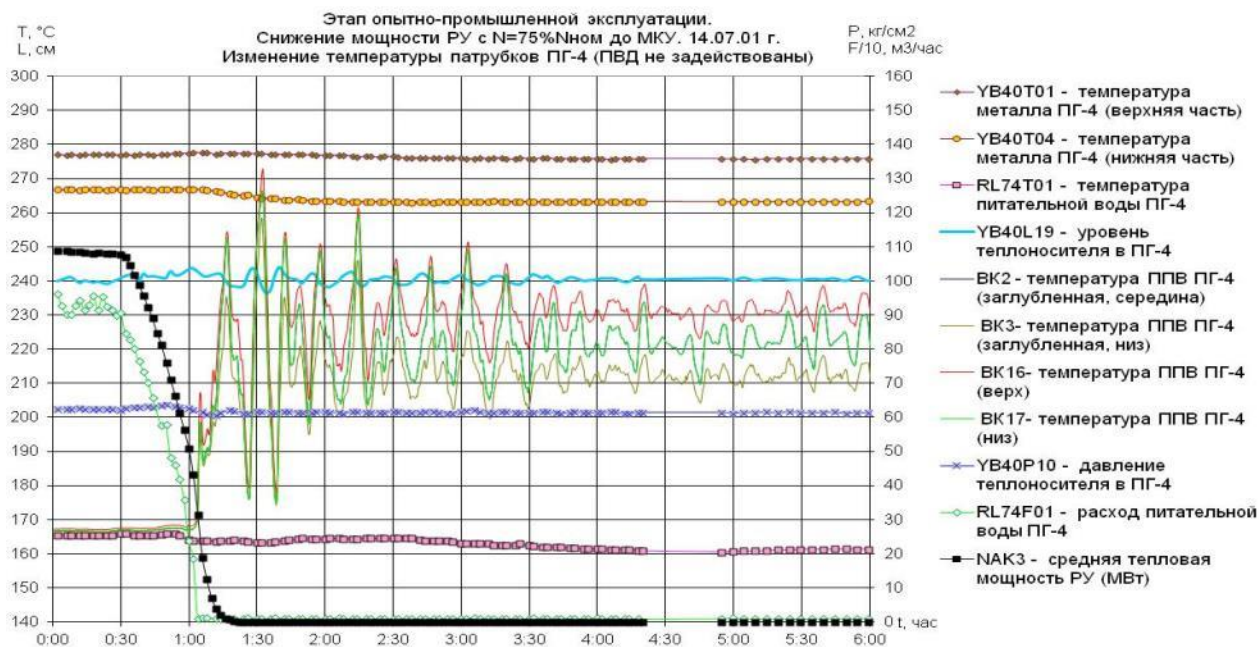


Рис.1. Температурное состояние и параметры нагружения патрубка питательной воды при снижении мощности установки и периодических частичных блокировках подпитки парогенератора

Приведенные графики построены по экспериментальным данным, полученным по результатам анализа датчиков систем экспериментального контроля установки. Как следует из графиков, в результате реализации алгоритмов поддержания параметров состояния парогенератора в патрубке ППВ происходят периодические резкие снижения и подъёмы температур длительностью 3 – 5 минут. Для мониторинга напряжённого состояния ППВ необходимо решить обратную задачу по определению функций изменения температур внутренней поверхности зоны патрубка в предположении теплоизолированности его наружной части. Для решения этой задачи в рамках действующей системы диагностики НДС можно использовать показания штатных датчиков контроля состояния (давления, расхода и температуры теплоносителя), данные датчиков дополнительного контроля температур наружной поверхности патрубка, и результаты тензоизмерений, полученные также на наружной поверхности. Поставленная обратная задача является некорректной, так как ее решение оказывается неустойчивым относительно возможных вариаций исходных данных. Поэтому программа решения обратной задачи на этом этапе должна использоваться как моделирующая программа, когда по заданным значениям искомым распределений температуры решаются прямые задачи и рассчитываются значения температур и деформаций, измеряемые системой мониторинга. В эти данные вносятся возможные погрешности, соответствующие погрешностям измерений, и повторно решаются обратные задачи. В результате формируется пространство возможных функций изменения во времени температур внутренних поверхностей анализируемого элемента конструкции.

В самом общем виде этот процесс моделируется решением операторного уравнения

$$\mathbf{A} \mathbf{u}^* = \mathbf{f}^*, \mathbf{u}^* \in \mathbf{U}, \mathbf{f}^* \in \mathbf{F}, \quad (1)$$

где  $u^*$  и  $f^*$  - соответственно: функция температуры внутренней поверхности, отличающаяся на величину  $\delta u$  от искомой функции  $u$ , и регистрируемая с погрешностью  $\delta f$  функция изменения показаний имеющихся термометрических датчиков. При этом под  $f^*$  понимаются как измеренные функции температур наружной поверхности, (используемые при решении обратной задачи теплопроводности), так и измеренные функции изменения деформаций (используемые при решении обратной задачи термоупругости). Выполненный анализ показал, что решения обеих обратных задач при их определении в обычно используемых функциональных пространствах непрерывных функций  $C$  (т.е., пространствах  $U$  и  $F$ ) для рассматриваемого случая являются неустойчивыми, поэтому необходимо накладывать дополнительные ограничения на характер функций  $u$  и  $f$ . В рассматриваемом случае естественно предположить принадлежность  $u$  классу  $C^1$  (непрерывных дифференцируемых) с областью значений от 160 до 280 °С, и рассматривать функции  $f$  в пространстве  $C^1$  с той же областью значений. Принятые ограничения позволяют после достаточного количества указанных итерационных процедур сформировать область функционального пространства, в котором находятся функции  $u^*$ , имеющие результатом возникновения функций  $f^*$ , принадлежащих к регистрируемому диапазону, расширенному на область возможных погрешностей измерений. Математическое моделирование процесса нагружения патрубка показало, что для оперативного мониторинга НДС можно использовать линейные оценки функций изменения температур, при этом необходимо использовать наиболее «жесткие» условия, приводящие к максимально возможным напряжениям (и, следовательно, внесенным в материал повреждениям) в диапазоне регистрируемых экспериментальных данных. В данной работе подобным «жестким» режимом является модель понижения температуры внутренней поверхности патрубка от 280 до 180 °С (рис. 2).

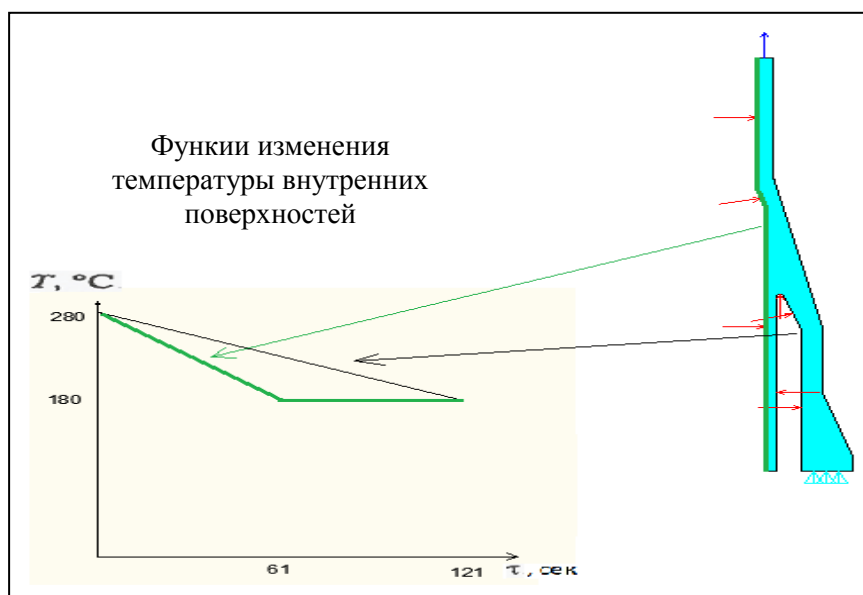


Рис.2. Моделирование функций изменения температур внутренней поверхности патрубка с помощью линейных функций времени.

В общем виде рассматриваемый алгоритм мониторинга заключается в следующем.

1. Выполняется анализ экспериментальных данных, полученных при натурной тензометрии конструкции. Целью анализа является формирование перечня характерных режимов, вызывающих высокие уровни напряжений в опасных точках и формирование граничных условий на основе параметров, регистрируемых системами экспериментального контроля.
2. Определяются физически и технологически обоснованные ограничения, накладываемые на области определения и характер функций, входящих в операторные уравнения (1).
3. Решается обратная задача теплопроводности и обратная задача термоупругости для

принятых линейных функций изменения регистрируемых параметров в доступных точках конструкции, в расчёт берутся наиболее «жесткие» условия нагружения. При необходимости регистрируемые функции представляются в виде суммы кусочно-линейных составляющих, для каждой из которых анализ проводится независимо.

4. Формируется итерационный процесс решения ряда прямых задач, формирующий область возможных функций изменения температур внутренних поверхностей, вызывающих регистрируемые (в диапазоне погрешности) отклики на наружной поверхности.

5. Определяется расчётным методом (например, методами конечно-элементного расчёта) НДС во всём исследуемом элементе конструкции, включая зоны концентрации и точки установки первичных преобразователей (тензорезисторов, термодатчиков) для заданных на предыдущем этапе функций изменения температур. В расчёт принимаются полученные данные, дающие верхнюю оценку, т.е., «более повреждающие» интенсивности напряжений, при этом диапазоны возможных вариаций решений и диапазоны возможных погрешностей измерений должны пересекаться.

Для рассмотренного элемента - патрубка ППВ - полученный результат моделирования НДС в момент возникновения максимальных приведен на рис.3.

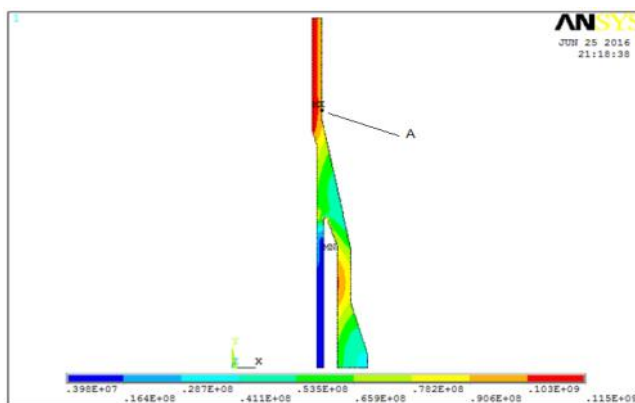


Рис. 3. Результат мониторинга НДС патрубка ППВ парогенератора ПГВ-1000 при режиме резкого охлаждения внутренней поверхности теплоносителем контура подпитки

На основе полученных результатов построенная ранее модель истории нагружения критически опасного элемента дополняется вновь сформированными временными блоками.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФ (проект № 14-19-00383).

## Литература

1. Контроль НДС критически важных конструкций с применением расчётно-экспериментальных алгоритмов, основанных на использовании результатов тензо- и термометрии. Маслов С.В., Салин А.Н. В сборнике: Научные труды IV Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении» М., 2015. С. 164-168.
2. Махутов Н.А., Дайчик М.Л., Маслов С.В. и др. Методы и результаты исследований напряжённого состояния реакторной установки ВВЭР-1000 при эксплуатации/Международный центр научной и технической информации, Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН. М., 1992.
3. Михалёв Ю.К., Фомин А.В., Маслов С.В. Натурные тензотермометрические исследования напряжённо-деформированных состояний оборудования АЭС// Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2008. №5. С. 121-126.
4. Дранченко Б.Н., Драгунов Ю.Г., Портнов Б.Б., Селезнёв А.В. Экспериментальные исследования напряжённого состояния и прочности оборудования ВВЭР. - М.: ИКЦ «Академкнига», 2004. – 640 с.

# АВТОНОМНЫЙ СПЕКЛ-ИНТЕРФЕРОМЕТР ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ И ЕГО АПРОБАЦИЯ В НАТУРНЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАХ

## *AUTONOMOUS SPECKLE INTERFEROMETER FOR DETERMINATION OF RESIDUAL STRESSES AND ITS TESTING IN FIELD EXPERIMENTS*

И.Н.Одинцев<sup>1</sup> – к.т.н., с.н.с, А.А.Апальков<sup>2</sup> – к.т.н., главный специалист,

Т.П.Плугатарь<sup>1</sup> – м.н.с., С.М.Усов<sup>2</sup> – н.с.

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН

<sup>2</sup>Научно-исследовательский и конструкторский

институт энерготехники им. Н.А. Доллежала

*e-mail: ino54@mail.ru*

**Abstract.** The results of development small-sized autonomous speckle interferometer specialized for determination of residual stresses in structural elements with help of small probing holes drilling is presented. The efficiency of this device was confirmed by the approbation experiments on the assessment of the stress state near the weld seam on the turbine blades of the Krasnoyarsk HPP.

**Key words:** speckle pattern interferometry, residual stress, field experiment.

**Аннотация.** Представлены результаты разработки малогабаритного автономного спекл-интерферометра, специализированного для определения остаточных напряжений в элементах конструкций методом сверления малых зондирующих отверстий. Работоспособность прибора была подтверждена в ходе апробационных экспериментов по оценке напряженного состояния в зоне сварного шва лопасти турбины Красноярской ГЭС.

**Ключевые слова:** спекл-интерферометрия, остаточные напряжения, натурный эксперимент.

Одним из важных условий обоснования гарантированной прочности и ресурса машиностроительных конструкций является наличие достоверной информации об уровне и характере распределения остаточных напряжений (ОН) в материале. В подавляющем большинстве случаев требуемые данные получают экспериментально с использованием разрушающих или частично-разрушающих методов. Для определения ОН первого рода на поверхности элементов конструкций (в частности, вблизи зон сварных соединений) наибольшее распространение на практике получил метод зондирующих отверстий [1].

Первое необходимое условие получения адекватных результатов при использовании данной методики связывается с выбором наиболее эффективного метода измерений указанного деформационного отклика материала в той или иной его форме. Для его регистрации в той или иной форме могут применяться различные средства экспериментальной механики. Прогрессивная тенденция последнего времени базируется на применении бесконтактного оптического метода спекл-интерферометрии [2 - 6]. В настоящей работе кратко рассмотрены основные методические вопросы, связанные с применением данного метода, а также представлены результаты конструкторской разработки и апробации специализированного прибора для проведения испытаний в полевых условиях.

Напомним [4], что метод ЭЦИ предназначен для измерения полей перемещений на поверхности деформируемых тел. Он базируется на так называемом спекл-эффекте – стохастической микронеоднородности пространственного распределения интенсивности когерентного оптического излучения, диффузно отраженного шероховатой поверхностью твердого тела. Как частный случай, это явление наблюдается в плоскости изображений какой-либо линзовой системы с малой апертурой, в предметную плоскость которой помещен исследуемый объект, освещенный лазерным светом. Смещение точек объекта (в результате деформации) вносит те или иные дополнительные изменения в одну или обе исходные волны. Основанием к применению корреляционной ЭЦИ в экспериментальной механике и, в



частности, как средство регистрации деформационных откликов при измерении ОН являются соотношения связи между приращениями фаз световых волн и перемещениями точек на поверхности тела. Различные схемы спекл-интерферометра позволяют измерять заданные пространственные компоненты полного вектора перемещений. Информации о полях отдельных компонент вектора перемещений точек поверхности деформируемого тела регистрируется в виде так называемых картин корреляционных полос (спеклограмм). Для измерения тангенциальных компонент используется интерферометр, в котором объект освещается одновременно двумя пучками, симметричными относительно нормали к его поверхности. Направление оси чувствительности такого интерферометра совпадает с направлением прямой в пересечении поверхности объекта и плоскости, содержащей волновые векторы пучков.

Следует особо отметить, что визуализируемые картины непосредственно не содержат в себе информацию о знаке регистрируемых перемещений. Для идентификации знаков требуется регистрация вспомогательных интерферограмм с дополнительно внесенным, контролируемым по знаку фазовым сдвигом. Результатом указанной процедуры является трансформация исходной картины полос, характерная по своему виду для различных направлений смещений точек на объекте. Указанный добавочный сдвиг фаз может быть создан, например, путем внесения в общий освещающий пучок прозрачной плоскопараллельной пластинки [6], ориентированной под некоторым углом по отношению к оптической оси светового пучка.

В экспериментах по определению ОН с использованием ЭЦСИ первоначально в каждой из оптических схем регистрируется исходное состояние поверхности объекта в зоне предполагаемого отверстия. Затем выполняется засверловка, после чего записываются кадры, характеризующие возмущенное состояние. Картины полос на спеклограммах, полученных попарным вычитанием соответствующих оцифрованных изображений и описывающие поля перемещений в окрестности отверстия-индикатора, образуют характерные симметричные розетки или имеют более сложный вид, если присутствуют дополнительные случайные жесткие смещения объекта исследования относительно измерительной системы. К усложнению структуры интерферограмм ведет также разориентировка главных осей ОН относительно осей чувствительности частных интерферометров.

Процедура расширенной обработки экспериментальной информации в терминах компонент остаточных напряжений состоит в минимизации отклонений между зарегистрированными полями перемещений и теоретически ожидаемыми распределениями, которые вычисляются на основе той или иной принимаемой механической модели с варьируемыми параметрами напряженного состояния.

В экспериментальной технике помимо стационарных интерферометров известны также различные варианты малогабаритных установок для определения остаточных напряжений способом сверления отверстий-индикаторов в полевых условиях, основанные на использовании методов когерентной оптики (например, [7, 8]). Однако большинство из них позволяют измерять в зоне отверстия только поле нормальных перемещений, что является их заметным недостатком. Кроме того, в этих установках не предусмотрены специальные средства для определения направлений перемещений. Специалистами ИМАШ РАН была разработана серия специализированных мобильных интерферометров, осуществляющих измерение тангенциальных компонент вектора перемещений [6, 9]. Основными требованиями при создании переносной установки для измерения ОН с являлись следующие.

1. В установке должна быть обеспечена возможность независимой регистрации двух тангенциальных компонент поля перемещений. При этом оптическая схема должна быть, по возможности, простой и содержать минимально необходимое число элементов с целью снижения опасности ее разъюстировки в ходе эксплуатации или при транспортировке.

2. Оптическая схема должна быть снабжена дополнительными элементами, обеспечивающими определение знаков перемещений.

3. Минимальные габариты окна наблюдения (исследуемой зоны на объекте) должны

составлять  $\sim 15 \times 15$  мм. (Здесь учитывается, что диаметр отверстия, как правило, не превышает 3 мм.)

4. Жесткость конструкции установки должна быть достаточно высокой для исключения смещений элементов интерферометра относительно друг друга, приводящих к возникновению паразитных полос на интерферограммах. То же касается жесткости предполагаемого крепления установки в целом относительно объекта исследования.

5. Установка должна быть максимально компактной. Кроме того, она должна обеспечивать возможность проведение измерений на поверхностях объекта с заметной положительной и отрицательной кривизной.

6. В конструкции установки должно быть предусмотрено размещение малогабаритной дрели или других устройств для засверловки отверстия-индикатора.

В настоящей работе представлен усовершенствованный вариант данной установки. Оптические схемы для измерения компонент перемещений  $u$  и  $v$  в нем строились по принципу совмещений способов деления исходного пучка как по интенсивности, так и по фронту. Создание дополнительных фазовых сдвигов с целью идентификации знаков перемещений осуществляется введением в каждую из ветвей оптической схемы стеклянных пластинок. Все элементы интерферометра (за исключением видеокамеры) располагаются внутри жесткого корпуса. В качестве источника когерентного излучения в созданной установке используется малогабаритный твердотельный лазерный модуль LCM-S-111 с диодной накачкой. (Разработка и производство компании «Лазер-Компакт»; Россия, Москва.) Длина волны непрерывного излучения составляет  $\lambda = 532$  нм при мощности генерируемого пучка 20 мВт. Для регистрации изображений со спекл-структурой используется малогабаритная цифровая видеокамера «ВИДЕОСКАН-415-USB». (Разработка и производство: НПК «Видеоскан», Россия, Москва.) Светочувствительным элементом камеры является монохромная ПЗС-матрица SONY ICX15FL с разрешением  $782 \times 582$  пикселя. Размер пикселя  $8,2 \times 8,2$  мкм. Размер матрицы  $6,5 \times 4,83$  мм. Видеокамера оснащена объективом AVENIR CCTV LENS (50 mm, F 1.8). Видеокамера располагается на верхней крышке (при необходимости может экранироваться защитным кожухом). Общие габариты интерферометра:  $210 \times 210 \times 150$  мм. Установка комплектуется специализированным приспособлением для засверловки отверстий-индикаторов. Данное приспособление включает угловую насадку DeWalt с патроном под сверло, соединенную посредством гибкого вала с находящейся на удалении ручной сверлильной машиной. Насадка закреплена на направляющих для ее подачи при сверлении. Общий вид установки демонстрируется на рис. 1. На рис. 2 представлены типичные спеклограммы (а, б – исходные; в, г – с добавленным линейным полем разности фаз), полученные в тестовых экспериментах при апробации установки в лабораторных условиях, демонстрирующие достаточно хорошее качество, вполне достаточное для осуществления их механо-математической интерпретации.

С применением описанных выше методических подходов и разработанного оборудования было выполнено измерение ОН на поверхности лопасти одной из турбин Красноярской ГЭС (в период плановой остановки и инспекции.). Измерения производились вблизи сварного шва приварки лопасти к вертикальной стенке. На рис. 3 показан автономный спекл-интерферометр, установленный в зоне измерений. Его жесткое крепление на объекте осуществлялось с помощью прижимных планок и болтов, временно приваренных к лопасти. Для электропитания встроенного лазера применялся аккумулятор. Изображения, поступающие от цифровой камеры, записывались в память ноутбука.



Рис.1. Общий вид мобильной установки.

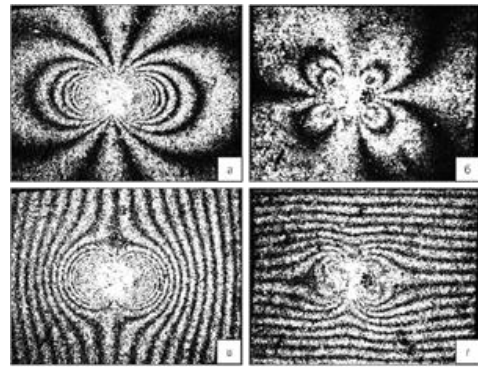


Рис.2. Типичные спеклограммы.



Рис.3. Спекл-интерференционная установка, расположенная на лопасти турбины.

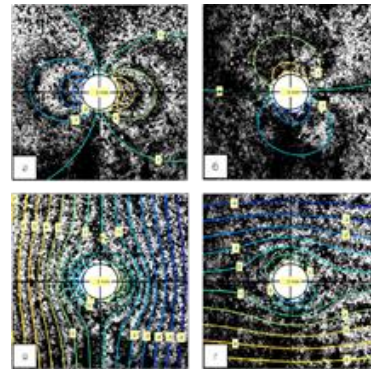


Рис.4. Спеклограммы, полученные в полевых условиях.

Следует особо отметить, что исходное состояние поверхности лопасти требовало ее тщательной подготовки для возможности применения метода спекл интерферометрии. Наиболее трудоемким при этом являлось ее обезвоживание до требуемого состояния. Кроме того, выполнялась ее механическая зачистка для создания удовлетворительного диффузно-рассеянного отражения лазерного излучения. Первоначально было выполнено пробное испытание. После подбора на его основе оптимальных режимов сверления и регистрации изображений выполнялся зачетный эксперимент. Диаметр отверстий составлял 3 мм. Глубина засверловки ~5 мм. Полученные интерферограммы демонстрируются на рис.4 (а, б – исходные; в, г – с дополнительным фазовым сдвигом). Несмотря на их сравнительно низкий контраст (что объясняется сложными условиями их получения), они вполне пригодны для последующей расширенной обработки.

Обработка интерферограмм производилась с использованием моделирования задачи методом конечных элементов и построением на его основе соответствующих функций влияния. В вычислениях были приняты следующие значения упругих констант материала: модуль упругости  $E = 2 \cdot 10^5$  МПа, коэффициент Пуассона  $\nu = 0,3$ . На представленных выше картинах тонкими линиями отражены также модельные полосы, ход которых рассчитывался после оценки значений компонент ОН. Совпадение (наложение) реальных и модельных полос свидетельствует об адекватности результатов испытаний. В результате были получены следующие значения компонент ОН в зачетной точке:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= 182 \text{ МПа,} \\ \sigma_y &= 150 \text{ МПа,} \\ \tau_{xy} &= 5 \text{ МПа.}\end{aligned}$$

Положение главных осей ОН поясняется на рис. 5. В рассмотренном случае допустимо положить погрешность приведенных значений напряжений на уровне  $\pm 15$  МПа.

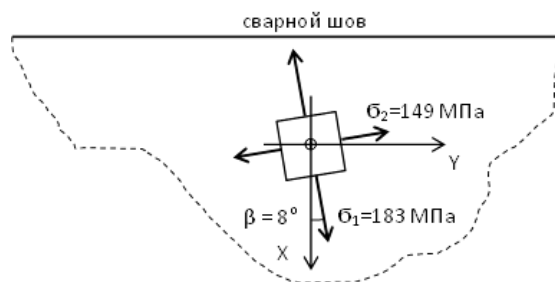


Рис.5. Главные ОН, зарегистрированные в зачетной точке.

Таким образом, разработанный портативный интерферометр позволяет выполнять экспериментальные исследования уровней и распределений остаточных напряжений в реальных элементах конструкций в производственных (полевых) условиях. Вместе с тем, ряд методических и технических вопросов требует дальнейшей углубленной проработки.

### Литература

1. Экспериментальная механика / Под ред. А. Кобаяси: пер. с англ. В 2 т. Т. 2. М.: Мир. 1990. 551 с.
2. Díaz F.V., Kaufman G. H. , Möller O. Residual stress determination using blind-hole drilling and digital speckle pattern interferometry with automated data processing // *Experimental Mechanics*. – 2001. – V. 41. – N4. – P.319–323.
3. Nelson D.V. Residual Stress Determination by Hole Drilling Combined with Optical Methods // *Experimental Mechanics*. 2010. V.50. P. 145 - 158.
4. Разумовский И.А. Интерференционно-оптические методы механики деформируемого твердого тела. // М.: Изд. МГТУ. 2007. 240 с.
5. Махутов Н.А., Гаденин М.М., Одинцев И.Н., Разумовский И.А. Развитие методов расчетного и экспериментального определения локальных остаточных напряжений при сложных спектрах нагружения // *Проблемы машиностроения и надежности машин*. 2015. № 6. С. 53-62.
6. Apalkov A.A., Odintsev I.N., Usov S.M. Speckle pattern interferometry for measurement of residual stress: basic approach, mathematical support, special arrangement, practical application // *Machines, technologies, materials*. 2015. № 5. P.18-20.
7. Viotti M.R., Dolinko A.E., Galizzia G.E., Kaufmann G.H. A portable digital speckle pattern interferometry device to measure residual stresses using the hole drilling technique // *Optics and Lasers in Engineering*. 2006. V.44. P.1052-1066.
8. Антонов А.А., Чернышев Г.Н., Овчинников В.В., Замалетдинов Э.Р. Остаточные напряжения в сварных соединениях алюминиевого сплава 1460 // *Сварочное производство*. 2007. № 4. С. 3-7.
9. Махутов Н.А., Разумовский И.А., Косов В.С., Апальков А.А., Одинцев И.Н. Исследования остаточных напряжений с применением электронной цифровой спекл-интерферометрии в натурных условиях // *Заводская лаборатория (Диагностика материалов)*. 2008. Т.74. №5. С.47-51.

## СТАТИСТИЧЕСКИЕ ОЦЕНКИ ВИБРАЦИОННЫХ СИГНАЛОВ

### *STATISTICAL EVALUATION OF VIBRATION SIGNAL*

Е.А. Правоторова, к.т.н., с.н.с., О.Б. Скворцов, к.т.н., с.н.с.

Институт машиноведения РАН им. А.А. Благонравова.

*skv@balansmash.ru*

**Abstract.** The questions of statistical analysis for complex vibration signals in view of the unique properties for control objects. Noted the importance of monitoring extreme values for the vibration applied to the estimation of vibration strength. The estimates of the properties for the signal to qualify it as ergodic. Recommendations for use of collected systems continuous monitoring vibration data as a test object in real operating conditions.

**Key words:** vibration, statistic, ergodic, extremal value, monitoring.

**Аннотация.** Рассмотрены вопросы статистического анализа сложных вибрационных сигналов с учетом уникальности свойств объектов контроля. Отмечена важность контроля экстремальных значений вибрации применительно к оценке вибрационной прочности. Приведены оценки свойств сигнала для квалификации его как эргодического процесса. Представлены рекомендации по использованию собираемых системами непрерывного вибрационного мониторинга данных о вибрации в качестве объекта испытаний в условиях реальной эксплуатации.

**Ключевые слова:** вибрация, статистика, эргодичность, экстремальные оценки, мониторинг.

Значительная часть вибрационных процессов и соответствующие им сигналы вибрации, регистрируемые измерительной аппаратурой, в том числе и аппаратурой непрерывного мониторинга вибрации, существенно отличаются от простых гармонических сигналов. Например, вибрация на элементах турбоагрегатов мощных гидроагрегатов связана как с механическим вращением ротора, так и с большим количеством других источников: вибрацией лопаток направляющего аппарата, вибрацией лопастей ротора турбины, пузырьковой кавитацией и кавитацией Кармана в рабочей камере, гидроупругими колебаниями и жгутовой кавитацией в водоотводящей части и т.д. Большое количество факторов и их случайный характер приводят к сложным процессам, которые проявляются в сигналах вибрационных датчиков. На рис.1 приведена небольшая часть реализации вибрационного сигнала. Сложный гармонический состав сигнала подтверждается его спектром, который представлен на рис.2. Следует отметить, что стандартная полоса контроля вибрационного сигнала для гидроагрегатов в настоящее время равна 0,5-200 Гц [1,2]. Представленный спектр показывает, что вне этой полосы имеется много значимых дискретных и полосовых составляющих. При решении задач вибрационной защиты полоса частот контролируемой вибрации зачастую ограничивается частотами в 20-30 Гц [3]. Как правило, в качестве контролируемого параметра используют оценки уровня виброперемещения, однако исключение из рассмотрения значительных составляющих в виде виброускорения, определяющих локальные значительные динамические силы в месте измерения на элементах конструкции, представляется неоправданным.

В качестве датчиков вибрации при вибрационном мониторинге гидроагрегатов применяются акселерометры различного типа. Для получения данных о виброперемещениях сигнал таких датчиков необходимо подвергнут двойному интегрированию, что существенно снижает вклад в общий уровень высокочастотных составляющих и увеличивает значимость низкочастотных составляющих. В результате такой обработки воздействие высокочастотной вибрации высокого уровня, а также кратковременных выбросов вибрации может быть не зафиксировано системой

мониторинга.

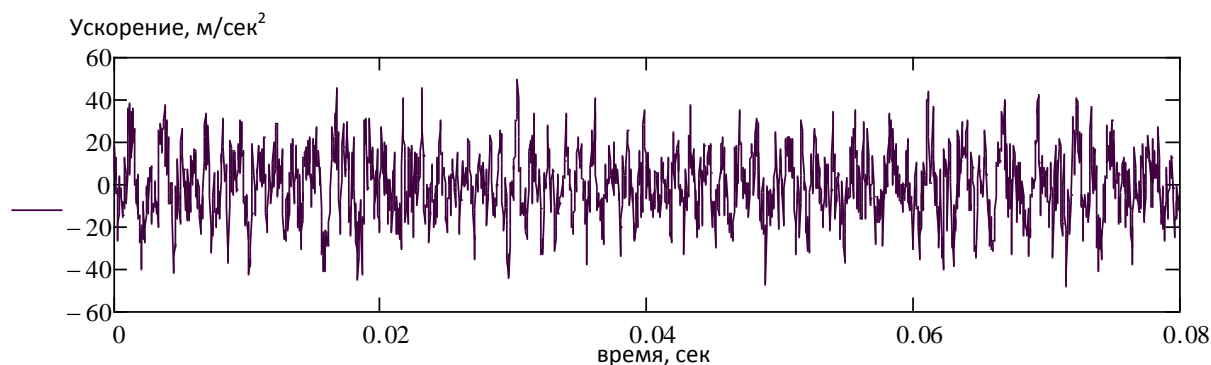


Рис.1. Пример вибрационного сигнала на корпусе турбины гидроагрегата. Часть реализации.

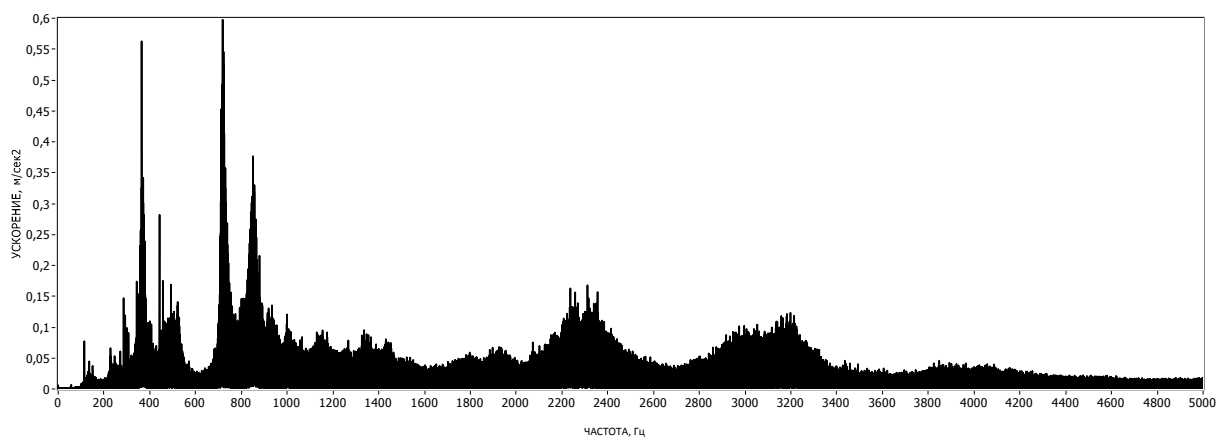


Рис.2. Спектр вибрационного сигнала представленного на рис.1.

Для сложных сигналов типично проявление всплесков в уровне сигналов, характеризующих соответствующие процессы [4]. Для такого явления в указанной работе было предложено понятие перемежаемости, в соответствии с которым моменты в большими пиковыми значениями, в нашем случае процессы вибрации, могут концентрировать в себе большую часть энергии колебаний, а следовательно и оказывать существенное влияние на вибрационную прочность конструктивных элементов. Для исследования статистических свойств таких процессов рационально применить методы анализа экстремальных значений в случайных процессах [5,6].

Необходимость учета экстремальных значений вибрации при анализе вибрационных процессов сложного состава отмечена в нормативной литературе. В [3] для таких сигналов предлагается использовать «среднее пиковое» значение, а в [7] рекомендуется при измерении средних значений в качестве оценки уровня вибрации выбирать максимальное из полученных средних значений. Выбор таких оценок существенно зависит от рассматриваемой длины реализации, используемой для получения элементарной оценки. Для корректного выбора таких реализаций необходимо предварительно выполнить анализ статистических свойств сигналов. Необходимо оценить их стационарность по величине выборочных оценок первого и второго статистических моментов. На рис. 3 и 4 приведены примеры таких зависимостей для относительно небольшого интервала времени равного 40 секундам, и содержащего более  $10^6$  выборок.

Из представленных зависимостей видно, что для моментов  $M1$  и  $M2$  характерно на рассматриваемом интервале времени наличие незначительного тренда. Анализ аналогичных данных для существенно больших реализаций показывает, что даже при

наличии изменения режимов работы условие стационарности по параметрам M1 и M2 выполняется с удовлетворительной точностью.



Рис.3. Зависимость первого статистического момента от времени для последовательности реализаций (пунктир –линейная регрессия оценок).

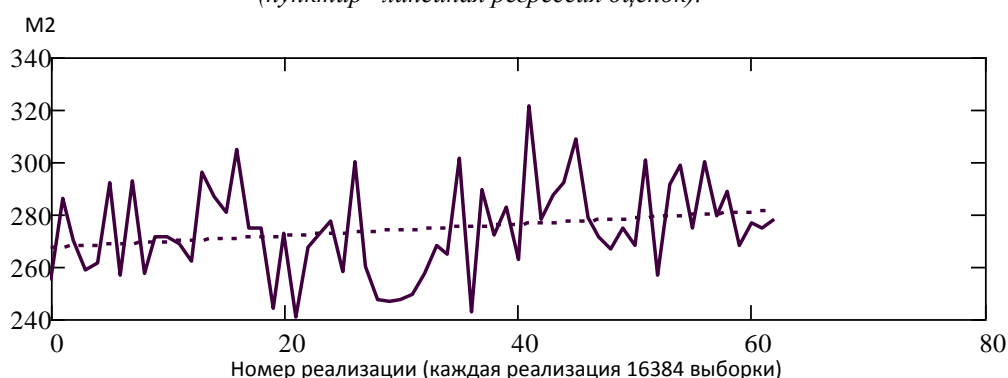


Рис.4. Зависимость второго статистического момента от времени для последовательности реализаций (пунктир –линейная регрессия оценок).

Кроме оценок статистических моментов для оценки возможностей анализа сигналов целесообразно рассмотреть автокорреляционную функцию сигнала [8,9]. Пример такой функции для рассматриваемого сигнала представлен на рис.5.

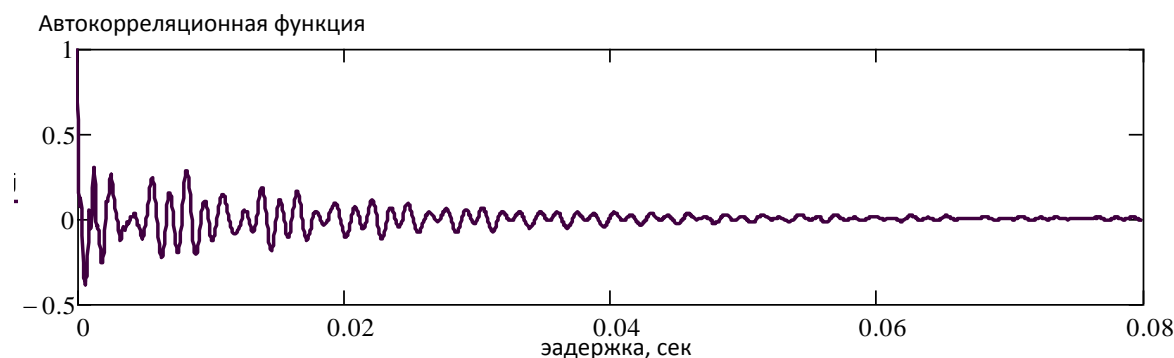


Рис.5. Зависимость автокорреляционной функции вибрационного сигнала от величины задержки.

Постоянство статистических моментов и стремление автокорреляционной функции к нулю для увеличивающейся задержки позволяют отнести рассматриваемый сигнал к эргодическим. Это позволяет применить для него к нему теорему Биркгофа-Хинчина [10,11] в соответствии с которой длительные исследования вибрационного процесса в рассматриваемом агрегате можно рассматривать как аналог статистического испытания группы таких агрегатов. При выборе необходимо также учитывать тенденцию к переходу к мониторингу нестационарных процессов вибрации [7] и общую

направленность к повышению информативности при снижении длины анализируемых реализаций [10].

Заключение.

Вибрационные сигналы сложного роторного оборудования являются аддитивной смесью полигармонических и случайных составляющих с широким частотным спектром. Такие сигналы близки к эргодическим и их сбор и анализ системами непрерывного мониторинга вибрации позволяет рассматривать их статистические характеристики в качестве результатов длительных испытаний в условиях реальной эксплуатации. Сложный характер сигналов предполагает использование в качестве характеристики уровня вибрации оценки экстремальных (пиковых) оценок сигнала. Необходимость учета наряду со стационарными режимами и нестационарных, а также развитие алгоритмов защиты по вибрации требует дальнейшего совершенствования методов достоверной оценки пиковых значений на коротких реализациях.

### Литературы

- 1.ISO 10816-5:2000. Вибрация механическая. Оценка состояния машин по результатам измерений вибрации на не вращающихся частях. Часть 5. Агрегаты для гидроэлектростанций и насосных станций.
- 2.DIN ISO 7919-5-2005. Механическая вибрация. Оценка вибрации машин с помощью измерений на вращающихся валах. Часть 5. Машинные комплексы на гидроэлектростанциях и насосных станциях.
- 3.СТО 17330282.27.140.001-2006. Методики оценки технического состояния основного оборудования гидроэлектростанций. ОАО РАО «ЕЭС РОССИИ», Москва, 2006, 620 с.
- 4.Зельдович Я. Б., Молчанов С. А., Рузмайкин А. А., Соколов Д. Д. Перемещаемость в случайной среде. Успехи физических наук, 1987, май, том.152, вып.1, 30 с.
- 5.Гумбель Э. Статистика экстремальных значений. М.: Мир, 1965. — 451 с.
- 6.Statistics of extremes : theory and applications / Jan Beirlant . . . [et al.], from Daniel De Waal, Chris Ferro. John Wiley & Sons Ltd, 2004, 504 p.
- 7.ГОСТ Р 56646 – 2015 (ИСО 19201:2013). Вибрация. Руководство по выбору критериев оценки вибрационного состояния машин. Москва, Стандартинформ, 2016, 32 с.
- 8.Правоторова Е.А., Скворцов О. Б. Оценка статистических характеристик механического действия импульсного тока на модели элементов мощного электрооборудования. Динамика и прочность конструкций аэрогидроупругих систем. Численные методы. Третья научно-техническая конференция, 21 - 23 октября 2015 года, ИМАШ РАН, М. : 2015 стр.39-40.
- 9.Правоторова Е. А., Скворцов О. Б. Моделирование виброиспытаний элементов обмоток мощного электрооборудования. Проблемы машиностроения и надежности машин. № 5, 2015, с.103-110.
- 10.Вентцель Е.С. Теория случайных процессов и ее инженерные приложения : учебное пособие / Е. С. Вентцель, Л. А. Овчаров. — 5-е изд., стер. — М. : КНОРУС, 2013. — 448 с.
- 11.Биркгоф Д. Динамические системы. Ижевск: ИД "Удмуртский университет", 1999. - 408 с.
- 12.Мироновский Л.А., Слаев В.А. Алгоритмы оценивания результата трех измерений. — СПб.: «Профессионал», 2010. — 192 с.



# МАГНИТО-МЕХАНИЧЕСКОЕ ДЕЙСТВИЕ ИМПУЛЬСНОГО ТОКА В ПРОВОДНИКЕ

## MAGNETO-MECHANICAL EFFECT OF PULSE CURRENT IN THE CONDUCTORS.

О.А.Троицкий, д.т.н., г.н.с., Е.А. Правоторова, к.т.н., с.н.с.,

В.И. Сташенко, к.ф.-м.н., в.н.с., О.Б. Скворцов, к.т.н., с.н.с.

Институт машиноведения им.А.А.Благонравова РАН

*oatroitsky@rambler.ru*

**Abstract.** Considered manifestations of mechanical action for the pulse current in the conductor is associated with different physical effects. Describes the results of experimental research for oscillation processes in the conductors from passing pulses of current. Examined correlation of mechanical and magnetic processes. Control of vibration and magnetic fields is performed with the use of 3D accelerometers and Hall effect sensors.

**Key words:** magnetic field, electric current, metal, pinch effect, Lorenz force, vibration.

**Аннотация.** Рассмотрены проявления механического действия импульсного тока в проводнике, связанные с различными физическими эффектами. Приведены результаты экспериментальных исследований колебательных процессов в проводниках при пропускании импульсов тока. Рассмотрены корреляционные связи механических и магнитных процессов. Контроль вибрации и магнитного поля выполнялся с использованием 3D акселерометров и датчиков Холла.

**Ключевые слова:** магнитное поле, электрический ток, металл, пинч-эффект, сила Лоренца, вибрация.

Физические эффекты, связанные с прохождением больших импульсных токов через проводники, имеют большое значение как при проведении физических экспериментов, так и эксплуатации электромеханического оборудования в различных областях промышленности. Действие импульсного тока на проводник сопровождается тепловым эффектом, механической деформацией (пинч-эффект), воздействием на структуру материала (электропластический эффект), а также динамическими эффектами, порождающими как электромагнитные, так и механические колебания. Возможно также влияние на химический состав и коррозионные свойства материала проводника. Перечисленные физические явления характеризуются разными временными масштабами их проявления: электромагнитные процессы протекают очень быстро, тепловые явления проявляются относительно медленно, а динамические механические процессы обычно развиваются на интервалах времени, занимающих промежуточное положение. С другой стороны, многие из упомянутых явлений связаны между собой и оказывают взаимное влияние, что может быть обнаружено исследованием корреляционных связей между соответствующими процессами. Процессы в проводниках под действием тока изучаются почти два столетия, но не все детали этих явлений получили однозначное толкование. Начало таким исследованием было положено в начале девятнадцатого столетия Ампером, который сформулировал закон о взаимном притяжении проводников при расстоянии  $d$  между ними и с токами  $I_1$  и  $I_2$ , сила  $F$  которого (получившая наименование сила Ампера), определяется соотношением:

$$F = \frac{\mu_0}{4\pi} \cdot \frac{I_1 \cdot I_2}{d}$$

Данное явление является макроскопическим проявлением физического

взаимодействия движущихся заряженных частиц в магнитном поле (или действия на заряженные частицы переменного магнитного поля). Действующие на заряженные частицы силы называют силами Лоренца. Следствием наличия таких сил является проявление эффекта Холла, описывающего взаимодействие тока в проводниках (полупроводниках) с внешним магнитным полем. Ток, проходящий через проводник, вызывает появление магнитного поля вокруг и внутри проводника, а взаимодействие заряженных частиц, создающих ток с этим полем, сопровождается действием на них силы Лоренца. Внешним проявлением такого взаимодействия тока в проводнике с собственным магнитным полем является пинч-эффект [1]. Кратковременное действие тока в виде большого по амплитуде импульса оказывает существенное влияние тепловых эффектов, в большинстве случаев вызывающих эффект теплового расширения, противоположный эффекту механического сжатия металлического образца с током из-за пинч-эффекта. Это отчасти объясняет отклонение от квадратичной зависимости величин наблюдаемых деформаций вследствие пинч-эффекта от квадратичного закона зависимости деформации от величины плотности тока, предсказанного теорией. Тем не менее, действие короткого импульса может не только деформировать, но и разрушить проводник при достаточно большой амплитуде тока [2,3]. Наиболее значительные изменения деформаций соответствуют моментам изменения магнитного поля в начале и при окончании импульса тока, как показано на рис.1.

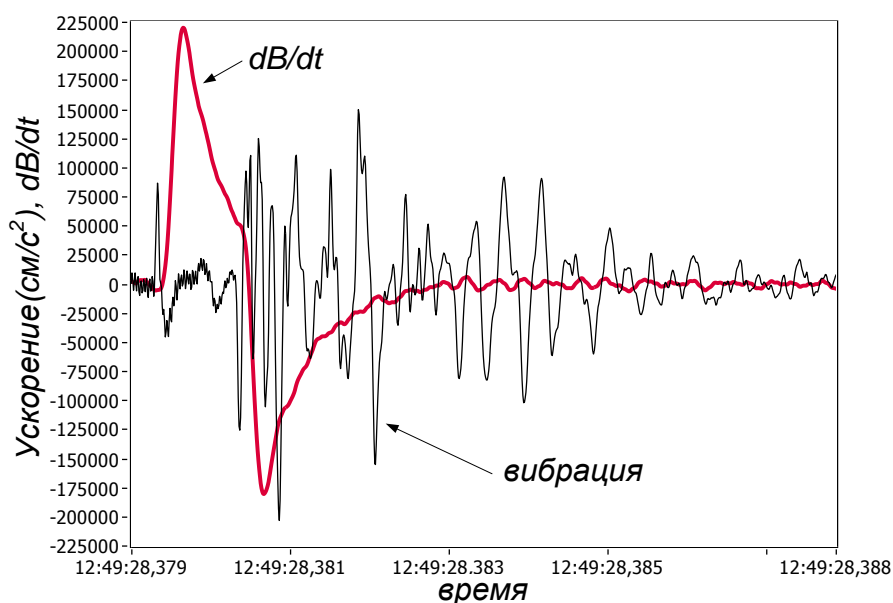


Рис.1. Сигнал вибрации и производная магнитной индукции от импульса тока

Воздействие импульсного тока, пропускаемого через металлический проводник на сам проводник, может вызывать как упругие, так и пластические деформации. Упругие деформации проводящих элементов могут быть использованы при неразрушающем контроле, например, элементов обмоток мощного электрооборудования [4], а пластические деформации используются в различных примерах применения электропластического эффекта [5-7]. При этом механические деформации могут сопровождаться фазовыми переходами в материале или происходить без таких структурных изменений. Величина таких деформаций может быть признаком таких изменений.

Распространение методов воздействия на металлы импульсными токами делает актуальной задачу теоретического анализа процессов происходящих в металлических образцах [8]. Если ранее процесс воздействия контролировался по величине

механического напряжения и деформации при одновременном воздействии статических и механических напряжений и импульсов тока [1,5,6], то в данной работе был использован также анализ пространственных вибраций образца при пропускании через него импульсного тока и синхронный контроль величины магнитного поля. Величина пиковых значений ускорений для различных материалов может существенно отличаться, что иллюстрируется рис.2.

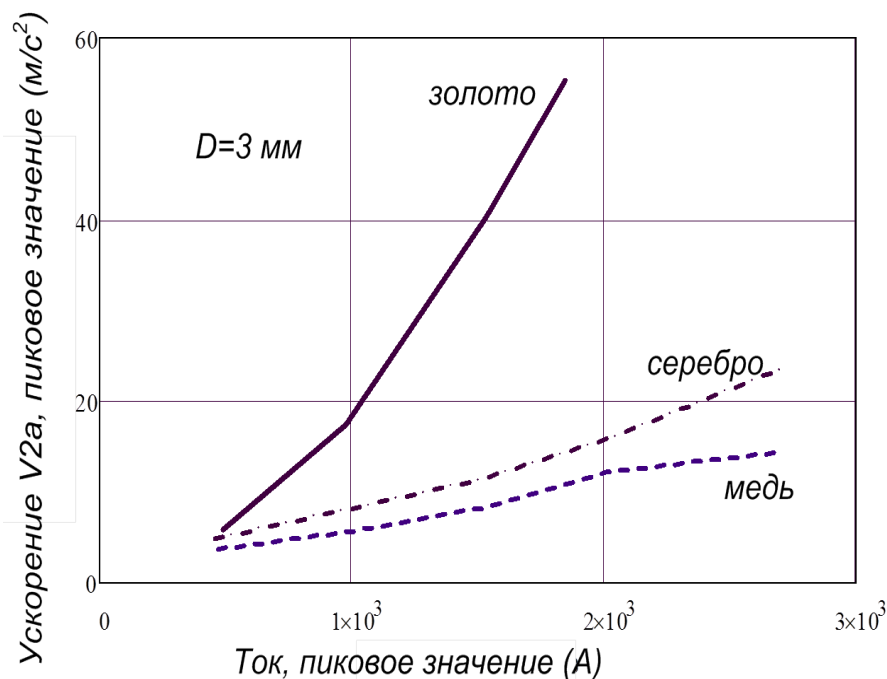


Рис.2. Зависимость величины максимального радиального ускорения от пикового значения тока через образец

Динамическое действие импульсного тока связано кроме «статического» пинч-эффекта с явлениями перераспределения тока при изменениях собственного магнитного поля проводника. Такие измерения зависят не только от самого поля, но и от скорости его изменения, с точки зрения электротехники проявляющихся в виде скин-эффекта. Динамические изменения тока и магнитного поля и вызываемые им механические деформации рассмотрены, например в [9,10]. Проведенные в настоящей работе эксперименты синхронного контроля магнитного поля и многоточечного контроля осевых и радиальных составляющих вибрации показывают наличие коррелированности осевых и радиальных составляющих для различных измерительных точек на образце и производной величины магнитного поля, создаваемого импульсным током. Это косвенно подтверждает результаты теоретического анализа [10] таких процессов, носящих характер продольных и радиальных сил Лоренца.

#### **Заключение.**

Электроимпульсное воздействие на отдельные проводники может быть использовано для неразрушающего контроля, для обработки металлов, а также при выборочном воздействии на поверхностные слои металлических образцов. Возможны и другие применения динамического воздействия на металлы при пропускании через них тока, например, воздействие на жидкий металл.

#### **Литература**

1. Троицкий, О.А. Пластическая деформация металла, вызванная пинч-эффектом. / О. А. Троицкий // Изв. АН СССР, сер. «Физическая» - № 6 – 1977 - с.118 – 122.
2. Nasilowski, J. Phenomena Connected with the Disintegration of Conductors Overloaded by

- Short-Circuit Current (in Polish) / J. Nasilowski // Przegląd Elektrotechniczny – 1961 - p.397-403.
3. Lukyanov, A., Molokov S. Do we need to recourse to Amper-Neumann electrodynamics to explain wire fragmentation in the solid state. - arXiv: physics/0012029v1 [physics.class-ph] 14 Dec 2000 - 35 p.
  4. Правоторова, Е. А. Моделирование виброиспытаний элементов обмоток мощного электрооборудования / Е.А.Правоторова, О.Б. Скворцов // Проблемы машиностроения и надежности машин - № 5 – 2015 - с.103-110.
  5. Столяров, В. В. Структура, свойства и применение нанокристаллических сплавов, полученных методом деформации с током. Живучесть и конструкционное материаловедение / В.В. Столяров // Survivability and structural materials science SSMS-2014, ИМАШ РАН, М.: - 2014 - с.71.
  6. Столяров, В. В. Влияние импульсного тока на деформируемость и упрочнение при прокатке сплавов с различной микроструктурой / В.В. Столяров // Вестник научно-технического развития, № 9 (73) - 2013 - 35
  7. Савенко, В.С. К расчету плотности тока и напряженности магнитного поля в условиях электропластичности / В. С. Савенко, О. А. Троицкий и О. Б. Скворцов // Сборник материалов XII Всероссийский семинар-совещание "Инженерно-физические проблемы новой техники", - М., Изд-во НУК ИУ МГТУ им.Н.Э.Баумана 20-22 апреля 2016 - с.274-276.
  8. Graneau, P. Ampere-Neumann electrodynamics of metals / Hadronic Press, Inc. – 1993 - 312 p.
  9. Skal, A. S. Equivalence between the fundamental equations of elasticity and conductivity in a magnetic field / A. S. Skil // Proc. R. Soc. Lond. A - 2002 - p. 2099-2117.
  10. Skal, A. S. The full Lorentz force formula responsible for turbulence in solids and fluids and explained Faraday's paradox / A.S. Skil // International Journal of Scientific & Engineering Research Volume 4, Issue 2 - 2013 -10 p.

**ОПРЕДЕЛЕНИЕ РАЦИОНАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ КОНСТРУКЦИЙ  
ПАРОГЕНЕРАТОРОВ ПОВЫШЕННОЙ ВИБРОПРОЧНОСТИ**  
*RATIONAL PARAMETERS OF HIGH VIBRATION STRENGTH STEAM  
GENERATORS DESIGN*

**Т.Н.Фесенко** – к.т.н., с.н.с., **С.М.Каплунов** - д.т.н, проф., зав. лабораторией,  
**Л.И.Шитова** – н.с., **Т.В.Блохина** – м.н.с.  
ИМАШ РАН. Россия. Москва  
*kaplunov@imash.ru*

**Abstract.** This paper is devoted to the dynamic analysis of strait heat-exchanger tube-bundle vibration induced by fluid cross-flow of heat-camera. The mathematical model offered by authors allows to define characteristic parameters which determine intensity of vibrowear, in places of tubes contact with intermediate supports considering clearances between tubes and supports.

**Key words:** heat-exchanger, strait tube-bundle, dynamic analysis, heat-carrier, intermediate supports, mathematical model

**Аннотация.** Рассмотрена динамика пучков прямых труб в теплообменных аппаратах, обтекаемых поперечным потоком теплоносителя. Предлагаемая математическая модель позволяет определять значения величин, являющихся определяющими при оценке интенсивности виброизноса в местах контакта труб с промежуточными опорами и с учетом величин зазоров между трубой и опорой.

**Ключевые слова:** теплообменные аппараты, пучки прямых труб, динамика, поперечный поток, теплоноситель, виброизнос, промежуточные опоры, математическая модель.

Современное энергетическое оборудование с обтеканием пучков труб потоком жидкости или газа (например, потоком теплоносителя в парогенераторах, теплообменных аппаратов) характеризуется высокой интенсивностью рабочих процессов при одновременном снижении металлоемкости. Все более актуальной становится проблема обеспечения их вибрационной надежности, а также заданного уровня долговечности. В процессе вибраций трубы внутри отверстия в направляющей пластине может происходить истирание и унос материала как с поверхности трубы, так и с поверхности дистанционирующей решетки в отверстии. В случае достаточно интенсивного фреттинг-износа, фреттинг-коррозии может произойти сквозное протирание трубы и возникнут утечки, которые могут привести к авариям АЭС. Фреттинг-износ, вызванный вибрациями, представляет собой первый по важности источник разрушений и аварий парогенераторов, не уступая в этом отношении даже коррозии.

Исследования процессов износа, проводимые в нашей стране и за рубежом, показали, что среди факторов, определяющих скорость износа, важную роль играет вид движения трубы в зазоре [1]. Движение может сопровождаться ударами по нормали к поверхности перегородки и косыми ударами с проскальзыванием. Эти режимы вибраций могут анализироваться только с учетом зазоров между трубой и перегородкой.

Так как время до разрушения трубного пучка определяется виброизносом и циклической прочностью, то критериальные зависимости ресурса работы конструкций данного типа должны формулироваться исходя из этого.

Предлагаемая методика позволяет рассчитывать динамический отклик элементов пучка многоопорных труб с зазорами в промежуточных опорах. При этом гидродинамическое возбуждение в зависимости от скорости поперечного потока включает срыв вихрей с труб и их гидроупругую связь между собой. Коэффициенты гидроупругой связи между трубами определялись аналитически из решения задачи об обтекании

профилей цилиндров в идеальной и несжимаемой жидкости. Аналитически получены выражения для коэффициентов присоединенных масс, коэффициентов гидродинамического демпфирования и коэффициентов гидродинамических сил. Для отдельной трубы моделирование промежуточных опор представляет собой введение ограничителя, имеющего жесткость  $C$ . При учете соударения труб с кольцевыми ограничителя принята модель косоугольного удара с нормальной и тангенциальной составляющими силы реакции опор. От параметра  $C$  зависит длительность контактирования при каждом отдельном соударении, обычно не превышает  $0,001$  с. Для определения динамического отклика труб пучка необходимо численно решить систему из  $2k$  дифференциальных уравнений:

$$[M]\{\ddot{S}\} + [C]\{\dot{S}\} + [K]\{S\} = \{F\}, \quad (1)$$

где  $[M]$ ,  $[C]$ ,  $[K]$  – матрицы масс, демпфирования и жесткости соответственно,  $\{S\}$ ,  $\{F\}$  – векторы смещения и внешней нагрузки. Матрицы  $[M]$ ,  $[C]$ ,  $[K]$  имеют размерность  $2k \times 2k$ , где  $k$  – число труб. Элементы трубного ряда совершают орбитальные движения, поэтому модель прямого удара для них не приемлема. Принята модель косоугольного удара с нормальной и тангенциальной составляющими силы реакции опор [1].

При описании контактного взаимодействия в нормальном направлении диссипация энергии при ударе не учитывается, поэтому выражение для нормальных сил принято в следующем виде:

$$R_N^i(t) = -C[r_{il}(t) - \delta_{il}] \cdot \eta[r_{il}(t) - \delta_{il}], \quad (2)$$

где  $r_{il}(t)$  – радиальное перемещение трубы в  $l$ -й опоре;  $\delta_{il}$  – зазор в  $l$ -й опоре;  $\eta[r_{il}(t) - \delta_{il}]$  – функция Хевисайда.

Для расчета тангенциальных сил косоугольного удара использована гипотеза сухого трения, т. е. тангенциальная сила связана с нормальной силой и направлена против движения

$$R_T^i = f_t R_N^i, \quad (3)$$

где  $f_t$  – коэффициент сухого трения, который принимается  $0,2$  [1].

Для трубного пучка парогенератора с учетом его реального дистанционирования алгоритм позволяет определять зависимость следующих величин от времени: перемещений; виброскоростей; виброускорений; контактных нагрузок; путей скольжения; «времени» контакта; траекторий движения труб; изгибных напряжений; частотного состава колебательного процесса.

Значения этих величин являются определяющими для усталостной прочности труб и виброизноса труб в местах их контакта с промежуточными опорами.

В стратегии исследований динамики трубных систем исходили из того, что среди факторов, влияющих на износ, выделяются, в первую очередь, конструктивные: диаметральный зазор между трубой и промежуточной перегородкой, количество и расположение опор. Во вторую очередь, как следствие наличия первой группы, рассматривается группа динамических факторов: тип движения трубы, отклонение трубы под влиянием потока, частота и амплитуда сил соударения в контакте.

Для трубного пучка парогенератора с учетом его реального дистанционирования алгоритм позволяет определять зависимость следующих величин от времени: перемещений; виброскоростей; виброускорений; контактных нагрузок; путей скольжения; «времени» контакта; траекторий движения труб; изгибных напряжений; частотного состава колебательного процесса.

В данной работе значения контактной силы  $F_N$  и путь, пройденный трубой при касании с опорой в единицу времени  $L$ , определяется из численного эксперимента. Для одних и тех же пар трения, при одних и тех же условиях (среда, температура и т.д.) критерий оптимизации по виброизносу будет представлять собой [2]:

$$P_{изм} = \frac{F_N L_c}{\pi d}, \quad (4)$$

где  $L_c$  – путь трения за секунду. Минимизация этого параметра (4) позволит повысить ресурс конструкции. Условие прочности при наличии различных циклических нагрузок определяется из формулы [3]

$$\sum_{i=1}^k \frac{N_i}{[N_0]_i} = a \leq [a_N], \quad (5)$$

где  $N_i$  – число циклов  $i$ -го типа за время эксплуатации;  $k$  – общее число типов циклов;  $[N_0]_i$  – допускаемое число циклов  $i$ -го типа;  $a$  – накопленное усталостное повреждение, предельное значение которого  $[a_N] = 1$ .

Число допускаемых циклов зависит от амплитуды изгибных колебаний и частоты их изменений. Расчеты показали, что колебательный процесс для данных нелинейных систем является сложным. Происходит наложение собственных частот колебаний и частот вынуждающих сил. При этом частотный состав зависит от величин зазоров в промежуточных опорах и их расстановки. Для нахождения резонансных частот колебаний в работе применен метод дискретного преобразования Фурье.

На рис. 1 в качестве примера приведены амплитуды виброускорений для парогенератора. На рис.2 показаны преобладающие в отклике частоты колебаний.



Рис.1.

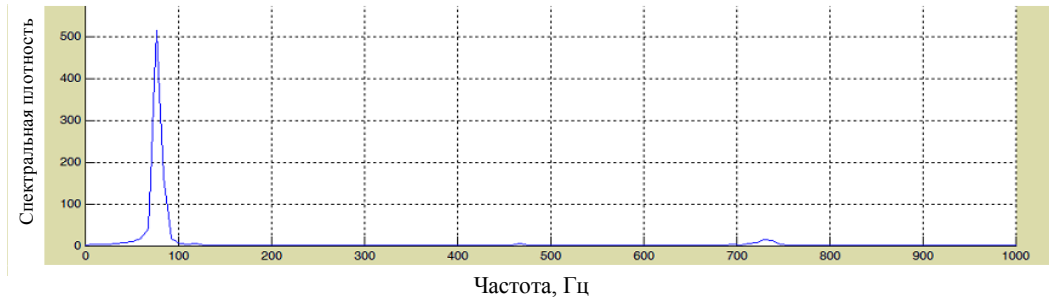


Рис.2.

Рисунок 3 демонстрирует зависимость контактных сил в промежуточных опорах в зависимости от их расстановки по длине трубы при фиксированном зазоре.

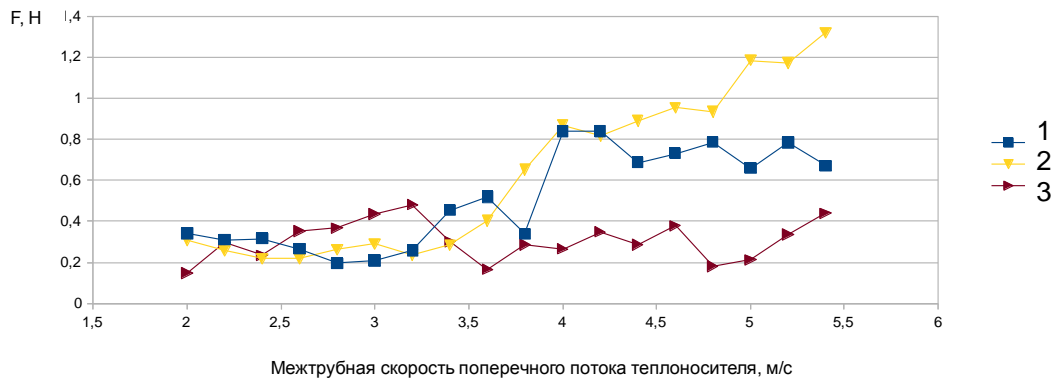


Рис.3.

Приведенные величины являются самыми значимыми для определения величин виброизноса, используя их и данные по вибрациям труб, можно провести оптимизацию конструкционных параметров парогенераторов.

### Литература

1. Махутов Н.А., Каплунов С.М., Прусс Л.В. Вибрация и долговечность судового энергетического оборудования. Л.: Судостроение, 1985. 304с.
2. Каплунов С.М., Фесенко Т.Н., Корецкий С.А. Нелинейные колебания трубных пучков при поперечном потоке теплоносителя. М.: Проблемы машиностроения и надежности машин. №5, 2009. С. 3-7.
3. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. ПНАЭ Г-7-002-86. М.: Энергоатомиздат, 1989. 525с.



**ПОВЫШЕНИЕ ДОСТОВЕРНОСТИ РЕЗУЛЬТАТОВ АКУСТИКО-ЭМИССИОННОГО КОНТРОЛЯ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ ОБРАЗЦОВ, ВЫПОЛНЕННЫХ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**  
*INCREASING OF RELIABILITY ACOUSTIC EMISSION TESTING EXTENSION OF SAMPLES PERFORMED FROM COMPOSITE MATERIALS*

**Д.В.Чернов**<sup>1,2\*</sup> - м.н.с., **Ю.Г.Матвиенко**<sup>1</sup> - д.т.н., зав. отд., **В.И.Иванов**<sup>1</sup> - д.т.н., в.н.с., **И.Е.Васильев**<sup>1</sup> - к.т.н., с.н.с., **В.А.Барат**<sup>2,3</sup> - к.т.н., доц., рук. НИО, **С.В.Елизаров**<sup>1,2</sup> - н.с., ген. директор

<sup>1</sup>ИМАШ РАН, Москва, Россия

<sup>2</sup>ООО «ИНТЕРЮНИС-ИТ», Москва, Россия; \*chernovdv@interunis-it.ru

<sup>3</sup>«НИУ «МЭИ», Москва, Россия

**Abstract.** Acoustic emission testing (AE) is one of the very few non-destructive testing methods (NDT) allowing to record damage accumulation process in real time. The test objects are technical devices made both from metal and composite materials (CM). Inhomogeneities in the composite structure complicate processing the AE data stream and using standard techniques. The research, which was carried out in the scientific work, presented that analysis using time-dependent standard parameters is insufficient. Two parameters (parameter of amplitude distribution variation and parameter of activity variation) are worked out for improving the AE results reliability.

**Key words:** acoustic emission, composite material, criterial parameters.

**Аннотация.** Метод акустической эмиссии (АЭ) является одним из немногих методов неразрушающего контроля (НК), позволяющих регистрировать процесс накопления повреждений в режиме реального времени. Объектами контроля могут быть технические устройства, выполненные как из металла, так и из композиционных материалов (КМ). Присутствие неоднородности в структуре композитов усложняет обработку потока АЭ данных и применение стандартных методик. Исследование, проведенное в рамках научной работы, показало, что использование зависимостей стандартных параметров от времени является недостаточным. Для повышения достоверности результатов АЭ контроля были разработаны два параметра (параметр изменения амплитудного распределения и параметр изменения активности).

**Ключевые слова:** акустическая эмиссия, композиционный материал, критериальные параметры.

### **Введение**

В настоящее время композиционные материалы (КМ) получили широкое распространение при создании технических объектов и элементов конструкций – детали самолетов, автомобилей, а также трубопроводы, резервуары и др. КМ – многослойный материал, состоящий из связующего и армирующих элементов (волокон или других наполнителей). Одной из главных причин обширного применения композитов во многих областях промышленности является их высокая прочность при малом удельном весе. Из-за обширной области применения композитов повышается актуальность задачи их диагностирования. Диагностика изделий из КМ проводится при помощи стандартных методов неразрушающего контроля (НК), таких как ультразвуковой, тепловой, радиационный, акустико-эмиссионный (АЭ) и другие. Преимуществом метода АЭ является возможность его применения в процессе эксплуатации объекта, и регистрация импульсов, связанных с накоплением повреждений в материале [1]. В отличие от стандартных методов НК, определяющих геометрические размеры дефекта, при помощи метода АЭ осуществляется оценка степени опасности источников акустических сигналов.

Для определения степени опасности используются стандартные критерии, такие как амплитудный, локально-динамический, интегрально-динамический, MONPAC и другие. Перечисленные выше критерии были разработаны для металлов, процесс разрушения которых отличается от процессов разрушения КМ. Из-за сложности структуры и зависимости механических свойств композитов от вида нагрузки и направления её вектора применение стандартных параметров затруднительно. Таким образом, возникает потребность в разработке новых критериев, применение которых позволит повысить достоверность и точность результатов АЭ контроля КМ.

Для оценки применимости стандартных критериев в задачах определения состояния изделий из КМ был проведен эксперимент по растяжению пяти образцов до разрушения. Геометрические размеры рабочей зоны образца соответствуют 130x50x2 мм, а захватов – 100x60x2 мм. Образцы для испытаний были вырезаны из одной панели, изготовленной из многослойного углепластика. Панель состоит из 10 слоев однонаправленной ленты, уложенной под углом 0°, ±45° или 90° в зависимости от номера слоя. Испытания проводились на испытательной машине «Instron-250», активная траверса которой перемещалась с постоянной скоростью 0,2 мм/мин. Нагружение осуществлялось до момента потери образцом несущей способности, когда повышение значений перемещения ( $\Delta l$ ) сопровождалось снижением приложенного усилия ( $P$ ).

Для регистрации и обработки АЭ сигналов использовалась восьмиканальная система A-Line32D фирмы «ИНТЕРЮНИС-ИТ», измерительный тракт которой состоит из преобразователя и предусилителя. В качестве преобразователя использовался ПАЭ GT200, а в качестве предусилителя – ПАЭФ-014 с коэффициентом усиления 26 дБ. На начальном этапе испытаний была проведена регистрация шумового потока, максимальная амплитуда которой равна 39,3 дБ. Для исключения собственных шумов аппаратуры и шумов нагружающей машины порог дискриминации импульсов АЭ выбран равным 43,7 дБ.

### **Обработка акустико-эмиссионных данных**

Методика обработки АЭ данных, зарегистрированных в ходе эксперимента, состоит из двух этапов: 1) расчет и оценка применимости стандартных АЭ критериев – амплитудного и локально-динамического [1], 2) разработка новых критериальных параметров. Как было отмечено ранее результатом применения стандартных критериев является определение класса опасности источников акустических сигналов: I – пассивный, II – активный, III – критически активный, IV – катастрофически активный. После проведения классификации источников АЭ принимается решение о дальнейшей эксплуатации объекта.

Одним из широко распространенных на практике критериев является локально-динамический показатель источника АЭ. Расчет критериального параметра осуществляется по приведенной ниже формуле:

$$m_i = \Delta N_i P_i / N_i \Delta P_i, \quad (1)$$

где  $\Delta N_i = N_{i+1} - N_i$ ,  $\Delta P_i = P_{i+1} - P_i$ ,  $N_{i+1}$  – значение функции суммарной АЭ в  $i+1$  момент времени,  $N_i$  – значение функции суммарной АЭ в  $i$  момент времени,  $P_{i+1}$  – значение нагрузки в  $i+1$  момент времени,  $P_i$  – значение нагрузки в  $i$  момент времени,  $m_i$  – значение параметра в  $i$  момент времени. Классификация осуществляется по значениям критериального параметра: I класс –  $m_i < 1$ ; II класс –  $m_i \approx 1$ ; III класс –  $1 < m_i < 6$ ; IV класс –  $m_i > 6$ .

Амплитудный критерий так же широко применяется в АЭ диагностике. Его применение основано на подсчете количества АЭ импульсов, средняя амплитуда ( $A_{cp}$ ) которых превышает/не превышает пороговое значение ( $U_{пор}$ ). Значение параметра  $U_{пор}$  определяется в предварительных экспериментах. Классификация источников проводится согласно таблице 1 [1].

Таблица 1 Классификация источников АЭ по амплитудному признаку	
Класс источника АЭ	Признаки формирования класса
I класс	Получено менее 3-ех импульсов за интервал наблюдения
II класс	$A_{cp} < U_{пор}$
III класс	$A_{cp} > U_{пор}$
IV класс	Источник, включающий не менее трех зарегистрированных импульсов, для которых $A_{cp} > U_{пор}$

Для применения амплитудного и локально-динамического критерия необходимо провести исследования зависимостей средней амплитуды (рис. 1а) и суммарной АЭ (рис. 1б) от времени.

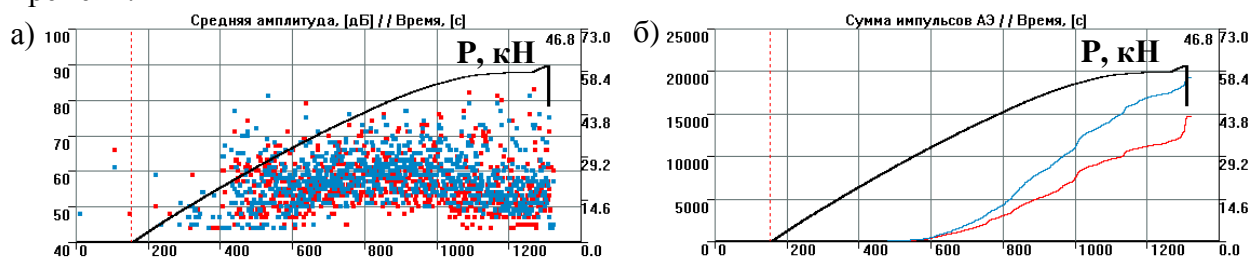


Рис. 1. Зависимость значений параметров (а) амплитуды и (б) суммарной АЭ от времени с наложенной кривой нагружения для образца №1

На рис. 1 показаны зависимости АЭ параметров, необходимых для расчета описанных выше критериев. Отмечается, что на начальном этапе нагружения (до 40% от  $P_{разр}$  – 24,32 кН) максимальное значение средних амплитуд достигает 78 дБ, а суммарное количество зарегистрированных импульсов АЭ составляет 180 ед. Дальнейшее нагружение образца (до 80% от  $P_{разр}$  – 48,64 кН) приводит к повышению максимального значения средних амплитуд до 83 дБ, а функция суммарной АЭ достигает значений 8870 ед. На заключительном этапе нагружения (до 100% от  $P_{разр}$  – 60,8 кН) максимальное значение средней амплитуды соответствует 83 дБ, а общее количество зарегистрированных импульсов равно 19180 ед. Для оставшихся образцов так же было проведено исследование значений параметров средней амплитуды и суммарной АЭ от уровня приложенной нагрузки (табл. 2).

Таблица 2 Значения параметров средней амплитуды и суммарной АЭ, зарегистрированные при испытании 5 образцов на растяжение			
Номер образца	Уровень нагружения, кН	Максимальное значение средней амплитуды, дБ	Значение суммарной АЭ, ед
Образец №1	До 40% $P_{разр}$ – 24,32	78	180
	До 80% $P_{разр}$ – 48,64	83	8870
	До 100% $P_{разр}$ – 60,8	83	19180
Образец №2	До 40% $P_{разр}$ – 24,52	79	110
	До 80% $P_{разр}$ – 49,04	85	8700
	До 100% $P_{разр}$ – 61,3	85	18450
Продолжение таблицы 2			
Образец №3	До 40% $P_{разр}$ – 23,44	78	210
	До 80% $P_{разр}$ – 46,88	85	11020
	До 100% $P_{разр}$ – 58,6	85	41600
Образец №4	До 40% $P_{разр}$ – 24,28	78	408

	До 80% $P_{\text{разр}}$ – 48,56	82	9700
	До 100% $P_{\text{разр}}$ – 60,7	82	31400
Образец №5	До 40% $P_{\text{разр}}$ – 24,2	79	204
	До 80% $P_{\text{разр}}$ – 48,4	80	7150
	До 100% $P_{\text{разр}}$ – 60,5	80	30200

По результатам обработки АЭ параметров для амплитудного критерия было определено пороговое значение  $U_{\text{пор}} = 79$  дБ. Оценка степени опасности АЭ источников проводилось как по амплитудному, так и по локально-динамическому критерию. Результаты классификации сведены в таблице 3.

Номер образца	Уровень нагружения, кН	Классификация по амплитудному критерию	Классификация по локально-динамическому критерию
Образец 1	От 0% до 40% $P_{\text{разр}}$	II Класс	IV Класс
	От 40% до 80% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
	От 80% до 100% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
Образец 2	От 0% до 40% $P_{\text{разр}}$	II Класс	IV Класс
	От 40% до 80% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
	От 80% до 100% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
Образец 3	От 0% до 40% $P_{\text{разр}}$	II Класс	IV Класс
	От 40% до 80% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
	От 80% до 100% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
Образец 4	От 0% до 40% $P_{\text{разр}}$	II Класс	IV Класс
	От 40% до 80% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
	От 80% до 100% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
Образец 5	От 0% до 40% $P_{\text{разр}}$	II Класс	IV Класс
	От 40% до 80% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс
	От 80% до 100% $P_{\text{разр}}$	IV Класс	IV Класс

В результате применения локально-динамического критерия АЭ источники были классифицированы как катастрофически активные, что соответствует IV классу опасности. К сожалению, такой результат является недостоверным, так как импульсы АЭ, возникающие на начальном этапе нагружения (до 40% от  $P_{\text{разр}}$ ), в основном связаны с процессами разрушения связующего и распрямлением волокон [2, 3], что соответствует низкому уровню накопленных повреждений. В результате применения амплитудного критерия было выявлено 2 типа источников – активный (II класс) и катастрофически активный (IV класс). Необходимо отметить, что из-за отсутствия промежуточного состояния (III класс) уменьшается уровень достоверности применяемого параметра, так как при нагружении до 60-80% от  $P_{\text{разр}}$  отмечается высокий, но не катастрофический уровень накопленных повреждений, связанный с разрывом волокон. Таким образом, для повышения достоверности результатов АЭ диагностики необходимо разработать новые критериальные параметры, позволяющие оценивать степень деградации КМ.

Для решения задачи повышения достоверности АЭ контроля композитов был использован метод кластерного анализа, включающий в себя параметр изменения формы амплитудного распределения ( $A_{\text{crit}}$ ) и параметр оценки распределения АЭ активности ( $Act_{\text{crit}}$ ). Согласно проведенному исследованию (табл. 1) изменение среднего уровня

амплитуд при повышении нагрузки является незначительным, но количество высокоамплитудных сигналов (от 90 до 105 дБ) увеличивается с ростом приложенной нагрузки. Таким образом, для идентификации высокоамплитудных сигналов необходимо использовать не средние значения, а распределения амплитуд АЭ импульсов. Для проведения численной оценки параметра ( $A_{crit}$ ) были введены специальные весовые коэффициенты (рис. 2), расчет которых осуществлялся по приведенной ниже формуле:

$$W_i = \exp\left(-\frac{x_i}{n}\right), \quad (2)$$

где  $W_i$  – весовой коэффициент, соответствующий  $i$ -ому столбцу,  $x_i$  – середина  $i$ -ого интервала,  $n$  – количество интервалов гистограммы.

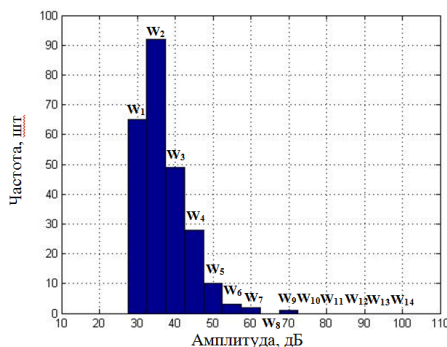


Рис. 2. Форма амплитудного распределения с наложенными весовыми коэффициентами

На рис. 2 показана форма амплитудного распределения для выборки импульсов АЭ. Наименьший весовой  $W_1$  коэффициент соответствует первому столбцу – от 30 до 35 дБ, наибольший  $W_{14}$  последнему – от 100 до 105 дБ. Численный расчет осуществляется по приведенной ниже формуле:

$$A_{crit} = \sum_{i=1}^N \frac{y_i}{W_i}, \quad (3)$$

где  $A$  – амплитудный критериальный параметр,  $y_i$  – частота возникновения, принадлежащая  $i$ -ому интервалу.

Расчет параметра оценки распределения АЭ активности ( $Act_{crit}$ ) проводится для той же выборки, что и построение амплитудного распределения:

$$Act_{crit} = \text{mean}(Act_i > 0), \quad (4)$$

где  $\text{mean}$  – функция определения среднего значения выборки,  $Act_i$  – значение функции активности в  $i$ -ый момент времени

На начальном этапе проводится построение функции активности исследуемой выборки. Затем осуществляется расчет среднего значения активности, но в расчете принимают только ненулевые значения (рис. 3).

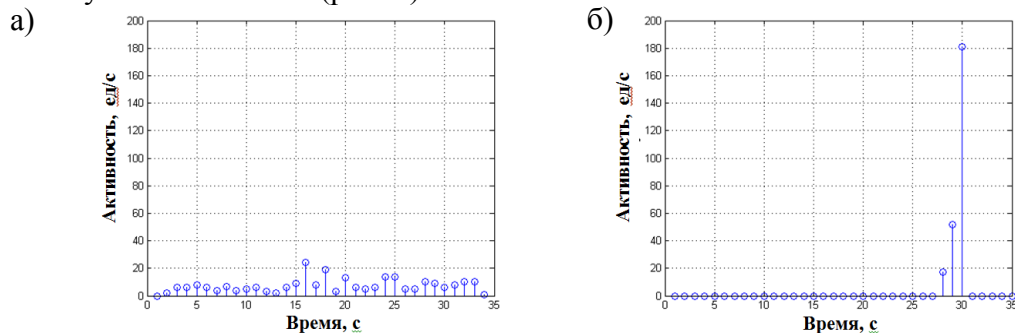


Рис. 3. Применение критериального параметра  $Act_{crit}$  для потока для (а) начального этапа нагружения (до 40% от  $P_{разр}$ ), (б) этапа нагружения от 60 до 80% от  $P_{разр}$

На рис. 3 показаны функции активности потоков АЭ сигналов, зарегистрированных при разном уровне нагрузки. Первая зависимость (рис. 3а) характерна для начальных этапов нагружения объекта, когда процесс накопления повреждений протекает равномерно по всему объему. Для такого распределения значение параметра равно  $Act_{crit} = 7,58$ . Вторая зависимость (рис. 3б) характерна для процессов интенсивного накопления повреждений, протекающих в локальных областях объекта. Для такого распределения значение параметра соответствует  $Act_{crit} = 83,3$ .

Методика обработки потока АЭ данных, разработанная в рамках работы, была апробирована на образцах из КМ, доведенных до разрушения (рис. 4).

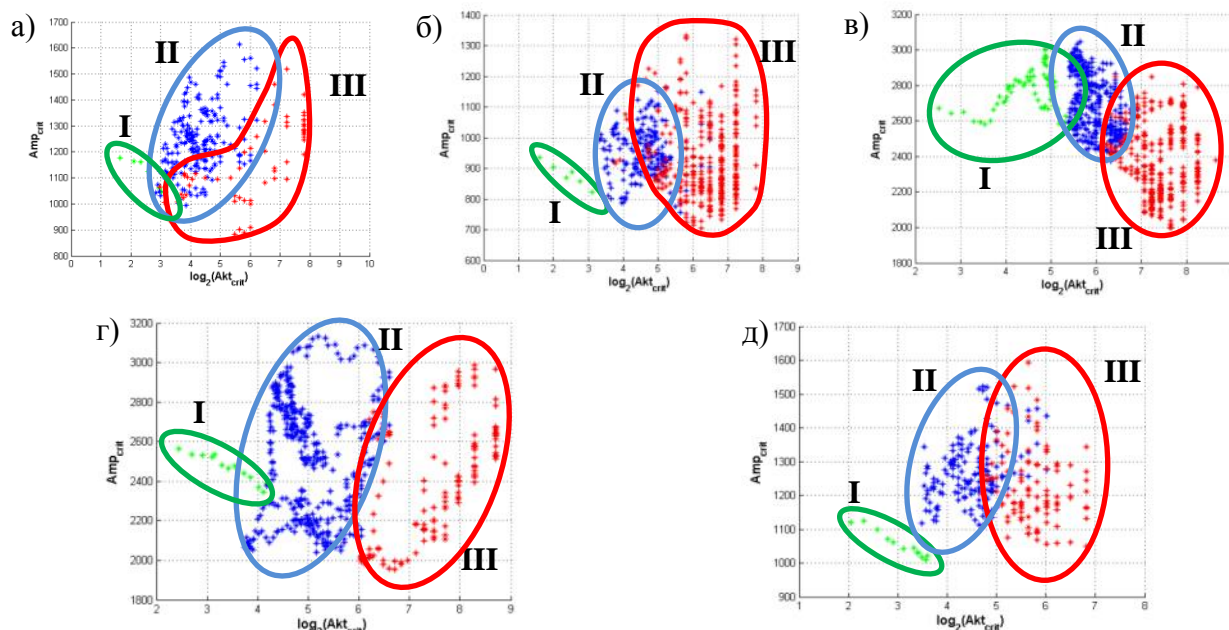


Рис. 4. Критериальная плоскость, полученная при нагружении до разрушения (а) образца 1, (б) образца 2, (в) образца 3, (г) образца 4, (д) образца 5

На рис. 4 показано применение разработанной методики. Критериальную плоскость можно разделить на 3 характерных кластера, возникающих при разных уровнях нагружения. Кластер I (рис. 4 – зеленый кластер) сформирован при нагружении до 40% от  $P_{разр}$ . Процесс формирования Кластера I можно связать с процессом выпрямления волокон и разрушением адгезии между связующим и наполнителем. Кластер II (рис. 4 – синий кластер), образованный при 40-80% от  $P_{разр}$ , можно отнести к процессу разрушения волокон, а кластер III (рис. 4 – красный кластер) – процесс расслоения и разрушения КМ. Таким образом, применение разработанной методики позволило выделить три кластера, каждый из которых можно отнести к характерным этапам деградации КМ.

### Заключение

В рамках исследовательской работы проведено исследование потока АЭ данных, зарегистрированного в процессе статического растяжения пяти образцов. Для оценки состояния объекта при повышении приложенной нагрузки были применены амплитудный и локально-динамический критерий. В результате их применения определен низкий уровень достоверности результатов, связанный с выявлением катастрофически активных источников акустических сигналов на начальном этапе нагружения. Для повышения достоверности АЭ диагностики образцов из ПКМ была разработана критериальная плоскость, состоящая из параметра изменения формы амплитудного распределения ( $A_{crit}$ ) и параметр оценки распределения АЭ активности ( $Act_{crit}$ ). В результате применения разработанной методики было выявлено 3 кластера, каждый из которых можно отнести к определенному процессу деградации композита: Кластер I – процесс

выпрямления волокон и разрушения адгезии между связующим и наполнителем, Кластер II – процесс разрушения волокон, Кластер III – процесс расслоения и разрушения КМ. Для более точного определения границ выделенных кластеров требуются дополнительные исследования.

### **Литература**

1. Иванов В.И., Власов И.Э. Метод акустической эмиссии. Неразрушающий контроль: Справочник; В 7 т. Под общ. ред. В.В.Клюева. Т. 7. Кн. 1. М.: Машиностроение. 2005, – 340 с.
2. H. Suzuki, M. Takemoto and K. Ono «A Study of Fracture Dynamics in a Model Composite by Acoustic Emission Signal Processing», Journal of Acoustic Emission, vol. 11, №1, 1993, pp.117-128
2. K. Ono and A. Gallego, «Research and Application of AE on Advanced Composites», Journal of Acoustic Emission, vol. 30, 2012, pp.180-229
3. Матвиенко Ю.Г., Васильев И.Е., Панков А.В., Трусевич М.А. Ранняя диагностика зон повреждения и разрушения композиционных материалов с использованием хрупки тензоиндикаторов и акустической эмиссии. – Заводская лаборатория. Диагностика материалов, 2016, №1, с. 45-56.

# ИССЛЕДОВАНИЕ АВТОБАЛАНСИРУЮЩИХ УСТРОЙСТВ НА ОСНОВЕ ИМПУЛЬСНЫХ ИСТОЧНИКОВ ЭНЕРГИИ AUTOBALANCING DEVICES BASED ON PULSED SOURCES OF ENERGYRESEARCH

Л.Н.Шаталов<sup>1</sup>, - вед.инженер, Е.А.Дронова<sup>1</sup> –н.с.

<sup>1</sup>ИМАШ РАН, Россия, Москва

e-mail: [shatlev37@mail.ru](mailto:shatlev37@mail.ru)

**Abstract.** The work is devoted to the task of autobalancing devices investigation on the basis of pulse energy - electrohydraulic effect, pulsed magnetic field and piezoelectric effect. Balancing is carried out by applying discrete portions of balancing substance on the balancing rotor surface. Research of balancing materials and dynamics of applied portions was worked out.

**Key words:** rotor, balancing, autobalancing devices, pulsed sources of energy.

**Аннотация.** Работа посвящена решению задачи создания автобалансирующих устройств на основе импульсных источников энергии – электрогидравлического эффекта, импульсного магнитного поля и пьезоэффекта. Балансировка осуществляется путем нанесения дискретных порций балансирующего вещества на поверхность балансируемого ротора. Проведены исследования балансирующих веществ и динамики наносимых порций.

**Ключевые слова:** ротор, балансировка, автобалансирующее устройство, импульсные источники энергии

Одной из наиболее сложных и актуальных проблем в области балансировки является создание автобалансирующих устройств (АБУ), предназначенных для устранения дисбаланса изделия в процессе его изготовления или работы [1]. Особенно актуальна автоматизация балансирующего процесса в крупносерийном и поточно-массовом производстве. На рис. 1 приведена классификация основных видов АБУ.

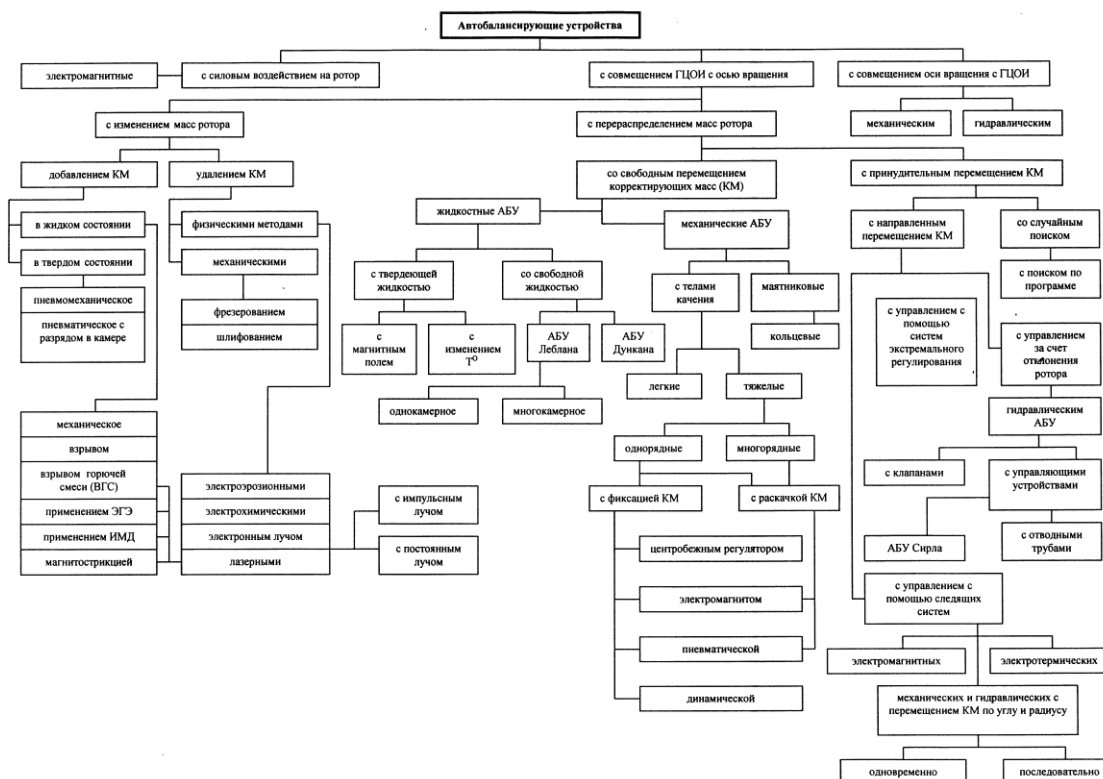


Рис. 1. Классификация основных видов АБУ



Впервые в мировой практике в ИМАШ РАН разработаны и проведены теоретические и экспериментальные исследования методов и устройств для автоматической балансировки с использованием управляемых импульсных источников энергии – электрогидравлического эффекта (ЭГЭ), импульсного магнитного поля (ИМП) и пьезоэффекта. Управляемая импульсная энергия используется для получения ударных импульсов в исполнительном органе (ИО) АБУ. Под действием которых происходит выброс порций балансирующего вещества и их нанесение на поверхность балансируемого изделия.

Для АБУ с ИМП величина электромагнитных (пондеромоторных) сил при допущениях о поверхностном эффекте распространения электромагнитного поля на глубину  $\delta = c \sqrt{\frac{P}{2\pi\omega}}$ , называемую скин-слоем, может быть определена в виде:

$$P = \mu_0 \frac{N^2 W}{L} \exp(-2\beta t) \sin^2 \omega t, \quad (1)$$

где  $\mu_0$  – магнитная проницаемость,  $N$  – число витков на единицу длины индуктора,  $W = 0.5 E_0 C^2$  – энергия разряда,  $\beta$  – коэффициент скорости затухания,  $\omega = \sqrt{\frac{1}{LC} - \beta^2}$  – угловая частота,  $t$  – время.

Импульс этого давления, передаваемый камере с балансирующим веществом, описывается уравнением

$$P_B \approx P_0 k_2 + P_0 \sin \omega t, \quad (2)$$

где

$$P_0 = \frac{N^2 W}{L} \exp\left(-\frac{\pi\beta}{\omega}\right) / (1 + k_2) \quad (3)$$

а  $k_2$  – коэффициент сопротивления тракта передачи импульса давления.

На рис. 2 представлены структурные схемы ИО АБУ с кольцевым и плоским индукторами.

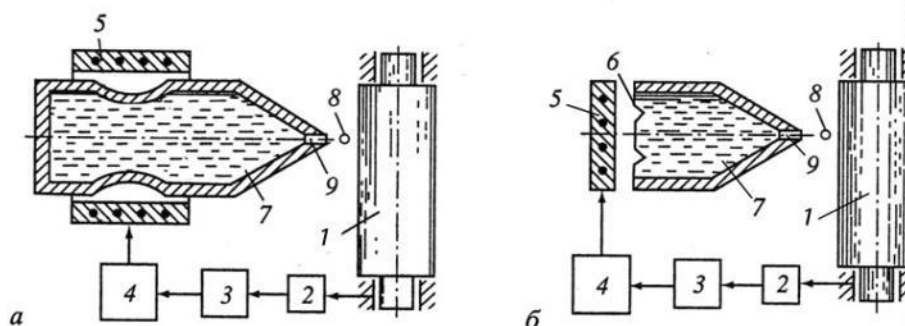


Рис.2. Исполнительные органы АБУ с ИМП

а) с кольцевым индуктором б) с плоским индуктором

1- балансируемый ротор; 2 – датчик вибраций; 3 – блок управления;

4 – генератор импульсных токов; 5 – индуктор; 6 – мембрана;

7 – балансирующее вещество; 8 – дискретная порция; 9 – сопло

На рис. 3 представлен исполнительный орган АБУ с электрогидравлическим эффектом (ЭГЭ).

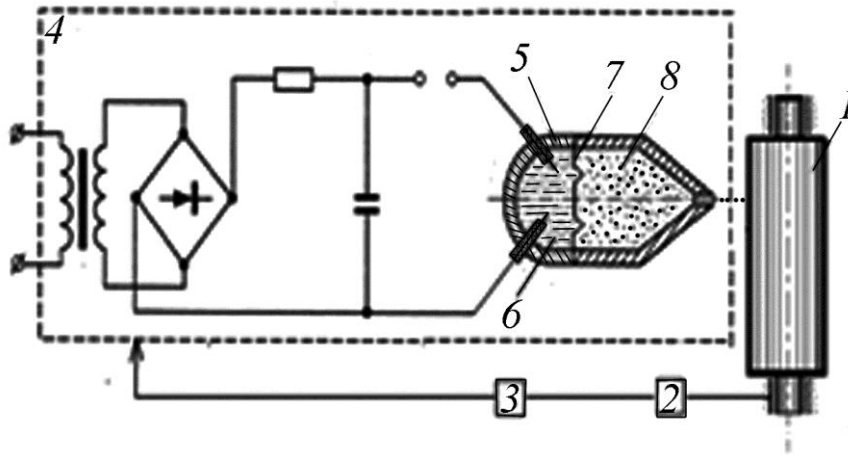


Рис. 3. Исполнительный орган АБУ с ЭГЭ

1 – балансируемый ротор; 2 – датчик вибраций; 3 – блок управления; 4 – генератор импульсных токов; 5 – корпус исполнительного органа; 6 – камера с электродами; 7 – подвижный элемент; 8 – камера с балансирующим веществом.

Главным действующим фактором в ИО АБУ с ЭГЭ являются ударные волны (УВ), возникающие при электрическом разряде в рабочей камере ИО, заполненной водой. Импульс давления УВ равен

$$I = \int_0^t p dt = P_{\Phi} \theta \left( 1 - \exp \left[ - \left( \frac{t-r}{a_0} / \theta \right) \right] \right) \cdot \sigma_0 \left( t - \frac{r}{a_0} \right)$$

где  $t$ ,  $r$  – текущее время и расстояние;  $a_0$  – скорость звука в невозмущенной среде;  $\sigma_0(t - \frac{r}{a_0})$  – единичная разрывная функция;  $\theta$  – постоянная времени  $\theta = 1,4 \cdot \left( \frac{R_3}{a_0} \right) \cdot \left( \frac{R_3}{r} \right)$ ,  $R_3$  – радиус рабочей камеры.

В общем виде давление в камере, необходимое для выброса дискретных порций можно представить в виде:

$$P = \frac{\rho v^2}{2} + \frac{k \rho v^2}{2} + \frac{32 \rho v^2 l}{d^2} + \frac{2 \alpha_d}{d}$$

где  $P$  – давление в рабочей среде;  $\rho$ ,  $v$  – плотность и кинематический коэффициент вязкости вещества,  $k$  – коэффициент, учитывающий гидравлические потери на входе в сопло;  $d$  – диаметр сопла;  $\alpha_d$  – динамический коэффициент поверхностного натяжения вещества

За счет управления энергией ЭГЭ можно наносить корректирующие массы как постоянные по величине  $\Delta m = const$ , так и пропорциональные величине дисбаланса  $\Delta m \sim f(D_r)$ . Тогда состояние сбалансированного ротора можно записать в виде

$$D_0 - \sum_1^n d_{const} \leq D_1, \text{ и}$$

$$D_0 - df(D_\tau) \leq D_1,$$

Где  $D_0$  – начальный дисбаланс, устраненный за один выброс при  $\Delta m = const$ ;  $df(D_\tau)$  – дисбаланс, устраненный за один выброс при  $\Delta m \sim f(D_r)$ ;  $D_\tau$  – дисбаланс в момент времени  $\tau$ ;  $D_1$  – допустимый дисбаланс.

Проведенные экспериментальные исследования подтвердили перспективность выбранного научного направления при создании высокоэффективной инновационной технологии.

Использование импульсной энергии большой мощности ИМП и ЭГЭ при создании автобалансирующих устройств является весьма перспективным, так как позволяет создать устройства для балансировки широкого класса роторов с высокой точностью и производительностью, а также полностью автоматизировать весь процесс балансировки

- Высокая точность и производительность балансировки достигается за счет

одновременного измерения и устранения дисбаланса, а также пропорциональности наносимых дискретных порций корректирующих масс величине дисбаланса.

- Проведенные экспериментальные исследования лабораторных образцов устройств для автоматической балансировки подтвердили перспективность выбранного научного направления при создании высокоэффективной технологии, а полученные технические характеристики по точности и производительности значительно превосходят известные мировые аналоги.

- Актуальность представленных исследований связана с инновационными разработками и созданием конкурентоспособной технологии и продукции на мировом рынке.

### **Литература**

1. Шаталов Л.Н. Некоторые вопросы создания систем автоматической балансировки. Тезисы доклада на международной научно-технической конференции «Проблемы машиноведения». Москва, 2008.



## **СЕКЦИЯ 5.**

**Влияние структурного состояния на  
деформационные и прочностные  
характеристики конструкционных  
материалов**

**СВЕДЕНИЕ ТРЕХМЕРНОЙ ЗАДАЧИ ОСРЕДНЕНИЯ  
ГОФРИРОВАННОЙ ПЛАСТИНЫ К ДВУХМЕРНОЙ**  
*REDUCTION OF THREE-DIMENSIONAL HOMOGENIZATION PROBLEM  
FOR CORRUGATED PLATE TO TWO-DIMENSIONAL PROBLEM*

**Б. Д. Аннин**<sup>1</sup> – академик РАН, заведующий кафедрой, **А. Г. Колпаков**<sup>2</sup> – д.ф.-м.н.,  
профессор, **С. И. Ракин**<sup>3</sup> – к.ф.-м.н., доцент

<sup>1</sup> НГУ, Новосибирск, Россия

<sup>2</sup> СибГУТИ, Новосибирск, Россия

<sup>3</sup> СГУПС, Новосибирск, Россия

[annin@nsc.ru](mailto:annin@nsc.ru)

**Abstract.** It is demonstrated that for corrugated plates the three-dimensional problem periodicity cell problem of the homogenization theory may be reduced to two-dimensional problem on the cross-section of the periodicity cell. Results of computations of effective stiffnesses and local stresses in corrugated plates are presented.

**Key words:** corrugated plates, effective stiffnesses, local stresses.

**Аннотация.** Показано, что для гофрированных пластин трехмерная ячейная задача усреднения может быть сведена к двумерной задаче на поперечном сечении ячейки периодичности пластины. Проведены расчеты эффективных жесткостей и локальных напряжений в гофрированной пластине.

**Ключевые слова:** гофрированные пластины, эффективные жесткости, локальные напряжения.

Современный этап изучения гофрированных пластин начался в 1920-х гг. и исследования в этой области не прекращаются до сих пор [1-5]. Это объясняется с одной стороны широким применением гофрированных пластин, с другой - тем, что даже для однослойной гофрированной пластины невозможно получить решение задачи теории упругости в явном виде. Использование многослойных пластин с гофрированной сердцевинкой [3-5] (Рис.1), сделало задачу разработки обоснованного метода расчета гофрированных пластин еще более актуальной.

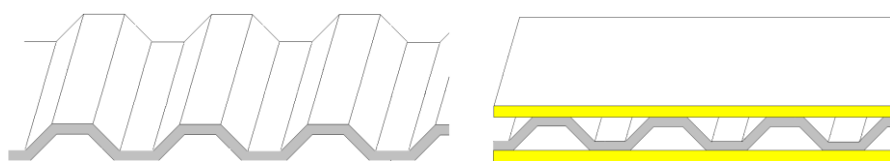


Рис.1. Однослойная гофрированных пластин и многослойная пластина с гофрированной сердцевинкой

Основные продвижения в исследовании гофрированных пластин сделаны в рамках двумерной теории оболочек [1, 2, 6] и в рамках теории усреднения [3, 7, 8]. Первый подход применим, если толщина плоской пластины, из которой получена гофрированная, существенно меньше длины периода и радиуса кривизны гофра. Даже для тонких пластин, этот метод не может корректно описать напряженно-деформированное состояние в местах соединения сердцевинки и боковых слоев в многослойных пластинах. Теория усреднения [9-11] является более универсальным подходом, в нем задача изучается как трехмерная задача на трехмерной ячейке периодичности. Однако в этом случае решать задачу приходится численно. Покажем, как задача на трехмерной ячейке периодичности для гофрированной пластины может быть сведена к двумерной задаче на поперечном сечении ячейки периодичности. Это существенно уменьшает необходимые вычислительные ресурсы и позволяет провести решение задачи с высокой точностью.

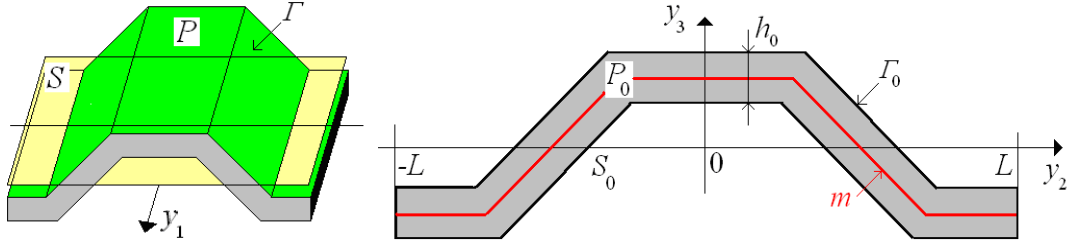


Рис. 2. Ячейка периодичности гофрированной пластины и ее поперечное сечение

При использовании метода усреднения [9-11] на ячейке периодичности  $P = [0,1] \times P_0$  (Рис.2) решается ячеечная задача

$$\begin{cases} (a_{ijkl}(\mathbf{y})N_{k,l}^{AB\nu}(\mathbf{y}) + (-1)^\nu a_{ijAB}(\mathbf{y})y_3^\nu)_{,j} = 0 & \text{в } P, \\ (a_{ijkl}(\mathbf{y})N_{k,l}^{AB\nu}(\mathbf{y}) + (-1)^\nu a_{ijAB}(\mathbf{y})y_3^\nu)n_j = 0 & \text{на } \Gamma, \\ \mathbf{N}^{AB\nu}(\mathbf{y}) & \text{периодическая по } y_2, y_3 \in S. \end{cases} \quad (1)$$

При  $\nu = 0$  задача (1) соответствует макроскопическим растяжению-сдвигу пластины, при  $\nu = 1$  – изгибу-кручению. Индексы А,В принимают значения 1, 2 и соответствуют указанным базисным глобальным макроскопическим пластины.

Ячейка периодичности  $P = [0,1] \times P_0$  является цилиндром с образующей параллельной оси  $Oy_1$ . Если, вдобавок, упругие постоянные не зависят от  $y_1$ , задачу (1) можно свести к следующей двумерной задаче на поперечном сечении ячейки периодичности  $P_0$ :

$$\begin{cases} (a_{i\delta k\kappa}(y_2, y_3)N_{k,\sigma}^{AB\nu} + (-1)^\nu a_{i\delta AB}(y_2, y_3)y_3^\nu)_{,\delta} = 0 & \text{в } P_0, \\ (a_{i\delta k\kappa}(y_2, y_3)N_{k,\sigma}^{AB\nu} + (-1)^\nu a_{i\delta AB}(y_2, y_3)y_3^\nu)n_\delta = 0 & \text{на } \Gamma_0, \\ \mathbf{N}^{AB\nu}(y_2, y_3) & \text{периодическая по } y_2 \in [-L, L]. \end{cases} \quad (2)$$

Если элементы пластины изготовлены из изотропных материалов, задача (2) распадается на две, в зависимости от значений индексов АВ. При  $A, B \neq 1, 2$   $N_1^{\alpha\beta\nu} = 0$ , а для оставшихся функций получаем из (2) следующую плоскую задачу теории упругости:

$$\begin{cases} (a_{\gamma\delta\sigma\kappa}(y_2, y_3)N_{\sigma,\kappa}^{AB\nu} + (-1)^\nu a_{\gamma\delta AB}(y_2, y_3)y_3^\nu)_{,\delta} = 0 & \text{в } P_0, \\ (a_{\gamma\delta\sigma\kappa}(y_2, y_3)N_{\sigma,\kappa}^{AB\nu} + (-1)^\nu a_{\gamma\delta AB}(y_2, y_3)y_3^\nu)n_\delta = 0 & \text{на } \Gamma_0, \\ \mathbf{N}^{AB\nu}(y_2, y_3) & \text{периодическая по } y_2 \in [-L, L]. \end{cases} \quad (3)$$

При  $A, B = 1, 2$  отлична от нуля только функция  $N_1^{12\nu}$  и для нее из (2) получаем следующую антиплоскую задачу теории упругости:

$$\begin{cases} (a_{i\delta 1\delta}(y_2, y_3)N_{1,\delta}^{12\nu} + (-1)^\nu a_{1\delta 12}(y_2, y_3)y_3^\nu)_{,\delta} = 0 & \text{в } P_0, \\ (a_{i\delta 1\delta}(y_2, y_3)N_{1,\delta}^{12\nu} + (-1)^\nu a_{1\delta 12}(y_2, y_3)y_3^\nu)n_\delta = 0 & \text{на } \Gamma_0, \\ N_1^{12\nu}(y_2, y_3) & \text{периодическая по } y_2 \in [-L, L]. \end{cases} \quad (4)$$

После решения задач (3) и (4), эффективные жесткости пластины  $D_{AB\Gamma\Delta}^{\nu+\mu}$  ( $A, B, \Gamma, \Delta = 2, 3$ ;  $\mu, \nu = 0, 1$ ) вычисляются по формуле ( $\nu + \mu = 0$  - жесткости в плоскости пластины,  $\nu + \mu = 1$  - несимметричная части тензора жесткостей,  $\nu + \mu = 2$  - изгибные жесткости)

$$D_{AB\Gamma\Delta}^{\nu+\mu} = \frac{1}{|S|} \int_P (a_{AB\sigma\theta}(y_2, y_3)N_{\sigma,\theta}^{\Gamma\Delta\nu} + (-1)^\nu a_{AB\Gamma\Delta}(y_2, y_3)y_3^\nu)(-1)^\mu y_3^\mu dy$$

где  $|S|$  означает длину периода гофра. Выбор жесткостей указанным способом гарантирует близость перемещений и прогибов исходной пластины и поставленной ей в соответ-

ствие плоской пластины, см. [9-11].

Приведем результаты расчета эффективных жесткостей гофрированной пластины с гофром синусоидальной формы, рассмотренной в [1]. Характеристики гофра: толщина пластины 0.005м., период гофра 0.64м., высота гофра 0.11м. Под толщиной пластины понимается толщина плоской пластины, подвергнутой гофрированию (не путать с высотой гофра). Материал пластины: модуль Юнга 30GPa, коэффициент Пуассона 0.2. При указанных размерах гофра, ячейка периодичности является тонкостенной оболочкой (показатель тонкостенности 0.0078). В первой строке таблицы приведены значения эффективных жесткостей, рассчитанных предложенным методом (расчет проводился при помощи программы ANSYS). Во второй строке приведены значения эффективных жесткостей из статьи [1], полученных методом теории тонких оболочек. Совпадение с результатами [1] достаточно хорошее.

Табл. 1. Эффективные жесткости на растяжение  $N/m$  и изгиб  $Nm$

$D_{2222}^0$	$D_{1111}^0$	$D_{1212}^0$	$D_{1122}^0$	$D_{2222}^2$	$D_{1111}^2$	$D_{1212}^2$	$D_{1122}^2$
46458	187155658	50172461	92916	251	1026941	161	50
47613	187080000	50113000	9523	261	1025540	162	52

Согласно [1] для не тонкостенных гофрированных пластин достаточно широко используются упрощенные формулы:

$$D_{1111}^0 = sEh, \quad D_{1212}^0 = \frac{1}{s} \frac{Eh}{2(1+\nu)}, \quad D_{1111}^2 = EI, \quad D_{2222}^2 = \frac{1}{s} \frac{Eh^3}{12(1-\nu^2)}, \quad D_{1212}^2 = \frac{1}{s} \frac{Eh^3}{24(1+\nu)},$$

где  $s$  – отношение длины волны гофра к длине периода,  $I$  момент инерции сечения гофра в направлении  $Oy_1$ . Два параметра  $s$  и  $I$  вряд ли могут учесть разнообразие возможных форм гофра.

Для описанного выше синусоидального гофра при  $h=0.06$  расхождения между эффективными жесткостями, подсчитанными по формулам (5) и предложенным нами методом, достигали 10% для эффективных жесткостей  $D_{2222}^0$  и  $D_{1122}^0$ . Для остальных жесткостей отличие было в несколько процентов.

Для расчета локальных напряжения в гофре используются тензора локальных напряжений  $s_{ij}^{AB\nu} = a_{ijkl}(\mathbf{x}/\varepsilon)N_{k,l}^{AB\nu}(\mathbf{x}/\varepsilon) + (-1)^\nu a_{ijAB}(\mathbf{x}/\varepsilon)(x_3/\varepsilon)^\nu$ , соответствующих приложению к пластине единичной однородной макроскопической деформации растяжения-сдвига ( $\nu=0$ ) или изгиба-кручения ( $\nu=1$ ). При приложении к пластине макроскопического растяжения-сдвига  $e_{\alpha\beta}$  и макроскопического изгиба-кручения  $\rho_{\alpha\beta}$ , локальные напряжения  $\sigma_{ij}$  в гофре вычисляются по формуле [9-11]  $\sigma_{ij} = s_{ij}^{AB0}(\mathbf{x}/\varepsilon)e_{AB} + s_{ij}^{AB1}(\mathbf{x}/\varepsilon)\rho_{AB}$ .

Приведем некоторые результаты численного расчета тензор локальных напряжений для описанного выше синусоидального гофра. На Рис.3 слева показано распределение интенсивности напряжений в ячейках периодичности двух толстых гофрированных пластин, соответствующее макроскопическому растяжению толстой гофрированной пластины вдоль оси 22 – вдоль гофрирования, а справа – макроскопическому цилиндрическому изгибу вдоль гофрирования.



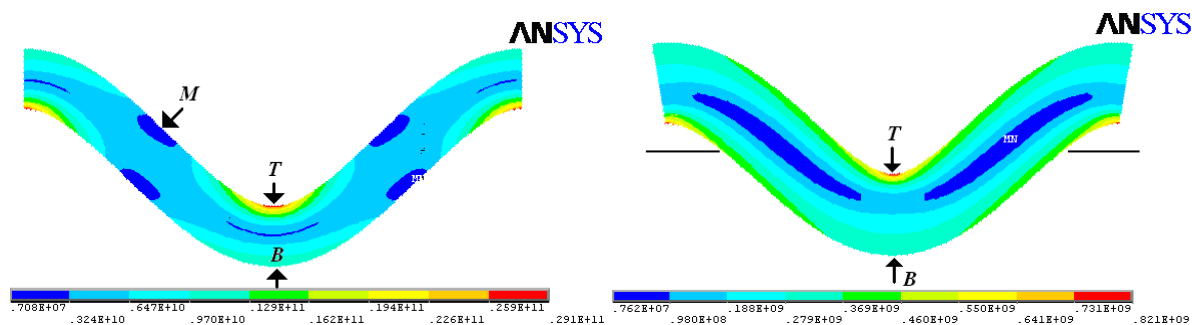


Рис. 3. Интенсивности напряжений, соответствующее растяжению пластин вдоль гофрирования

В обоих случаях максимальное значение интенсивности напряжений наблюдается в вершине волны гофра с внутренней стороны – точка  $T$  на Рис.3. Интенсивность напряжений в точке  $T$  больше интенсивности напряжений в точке  $B$  примерно на 20%. Эффект сохраняется и для тонкостенных гофрированных пластин, хотя не так явно выражен. Данный эффект может служить объяснением известному факту растрескивания листов шифера по практически прямым линиям вдоль гребня верхней волны листа.

### Литература

1. Ye Z., Berdichevsky V. L., Yu W. An equivalent classical plate model of corrugated structures // *Int J Solids Struct*, 2014, 51(11-12), pp.2073-2083.
2. Xia Y., Friswell M. I., Saavedra Flores E. I. Equivalent models of corrugated panels // *Int J Solids Struct*, 2012, 49(13), pp.1453–1462.
3. Buannic N., Cartraud P., Quesnel T. Homogenization of corrugated core sandwich panels // *Composite Struct*, 2003, 59, pp.299–312
4. Talbi N., Batti A., Ayad R., Guo Y.Q. An analytical homogenization model for finite element modelling of corrugated cardboard // *Composite Struct*, 2009, 88, pp.280-289.
5. Bartolozzi G., Pierini M., Orrenius U., Baldanzini N. An equivalent material formulation for sinusoidal corrugated cores of structural sandwich panels // *Composite Struct*, 2013, 100, pp.173-185.
6. Шалашин В.И. К расчету оболочек, выполненных из гофрированного материала // *Изв. АН СССР*, 1964, №3, с.132-137.
7. Andrianov I. V., Diskovsky A. A., Kholod E. G. Homogenization method in the theory of corrugated plates // *Technische Mechanik*, 1998, 18, pp:123–133.
8. Архангельский А.Ф., Горбачев В.И. Эффективные характеристики гофрированных пластин // *Изв. РАН. МТТ*, 2007, № 3, с.137-155.
9. Аннин Б.Д., Каламбаров А.Л., Колпаков А.Г., Партон В.З. Расчет и проектирование композиционных материалов и элементов конструкций. Новосибирск: ВО “Наука”, 1993. 256 с.
10. Caillerie D. Thin elastic and periodic plates // *Math. Meth Appl. Sci*, 1984, 6, pp.159–191.
11. Kohn R.V., Vogelius M. A new model for thin plates with rapidly varying thickness // *Int J Solids Struct*, 1984, 20, pp.333–350.
12. Москвитин Г.В. Решение задачи о напряженно-деформированном состоянии сифонного компенсатора при длительном циклическом нагружении.-*Машиноведение*, 1977, № 6, с.61-70.
13. Москвитин Г.В. Малоцикловая прочность компенсирующих элементов трубопроводов с винтовыми и кольцевыми гофрами. Автореферат диссертации на соиск. ученой степени д.т.н. М. ИМАШ. 2002. 45 с.

**ИССЛЕДОВАНИЯ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ  
МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ФОЛЬГ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ  
СИНХРОТРОННОГО ИЗЛУЧЕНИЯ**

*EXPLORING OF STRUCTURAL STATES OF THE METAL FOILS  
USING SYNCHROTRON X-RAY RADIATION.*

**Акимова О.В.**<sup>1</sup> к.ф.-м.н., научный сотрудник физического факультета МГУ,  
**Велигжанин А.А.**<sup>2</sup> к.ф.-м.н., научный сотрудник НИЦ Курчатовский  
институт, заместитель начальника отдела НИЦ Курчатовский институт.

<sup>1</sup> M.V. Lomonosov Moscow State University.

<sup>2</sup> "Kurchatov Institute", Russia, Moscow.

<sup>1</sup>Московский государственный университет имени М.В. Ломоносова,  
физический факультет.

<sup>2</sup> НИЦ "Курчатовский институт".

e-mail: [akimova@physics.msu.ru](mailto:akimova@physics.msu.ru)

**Abstract.** The research structural state of low alloy solid solutions foils based on palladium, namely Pd-Y with a thickness of 150  $\mu\text{m}$  and Pd-In-Ru with a thickness of 50  $\mu\text{m}$  using synchrotron radiation (SR) were carried out. Conducted qualitative and quantitative phase analysis, evaluation concentration of components. Were detected change of intensity along the diffraction rings for foil Pd-Y.

**Keywords:** synchrotron X-ray radiation, X-ray diffraction, alloys based on palladium.

**Аннотация.** Выполнено исследование структурного состояния с использованием синхротронного излучения (СИ) фольг низколегированных твердых растворов на основе палладия, а именно Pd-Y толщиной 150 мкм и Pd-In-Ru толщиной 50 мкм. Проведен количественный и качественный фазовый анализ, определены концентрации допирующих компонентов. Выявлено осцилирующее изменение интенсивности вдоль дифракционных колец для фольги Pd-Y.

**Ключевые слова:** синхротронное рентгеновское излучение, рентгеновская дифракция, сплавы на основе палладия.

Применение синхротронного излучения для исследования твердых металлических растворов при прогнозировании изменений их макроскопических свойств, в целях создания новых материалов и обеспечения безопасности технологических процессов с участием водорода существенно расширяет возможности изучения структуры. В данной работе представлены результаты исследования с использованием СИ состояний, возникших в системах Pd-Y и Pd-In-Ru в ходе длительной релаксации (82000 часов и 58500 часов, соответственно) после гидрогенизации и ухода водорода. Цель работы – диагностика состояния востребованных в различных технологических процессах [1-3] твердых растворов на основе палладия (Pd-In-Ru и Pd-Y).

Состав фольг разработан и образцы изготовлены в Институте металлургии и материаловедения им. А.А. Байкова РАН [3]. Там же фольги в качестве металлических мембран прошли первое гидрирование при определении водородопроницаемости и прочностных характеристик [3].

Далее электролитически (ЭГ) насыщались водородом, условия насыщения описаны в [4].

Исследования структурного состояния фольг Pd-Y, Pd-In-Ru проведены на станции "Структурное материаловедение" Курчатовского источника синхротронного излучения [5]. Пучок СИ с энергией  $E=20$  кэВ, монохроматор Si (111),  $\lambda = 0.61992$  Å. Размер пучка в данном эксперименте (350\*350) мкм<sup>2</sup>. Дифракционная картина регистрировалась в

геометрии Дебая "на пропускание". Рассеянное излучение детектировалось с помощью двухкоординатного детектора MarCCD165, располагавшегося на расстоянии 163 мм от исследуемого образца. Для уточнения расстояния и углов отклонения детектора от перпендикулярной пучку плоскости использовалось измерение стандарта — образца  $\text{CeO}_2$ . Проходящий через образец пучок ослаблялся при прохождении через кадмиевую полупрозрачную ловушку и регистрировался на детекторе. Для усреднения по ориентациям кристаллитов в сплавах в процессе измерения образцы транслировались в двух направлениях перпендикулярно пучку в диапазоне 4мм по горизонтали и 0.8 мм по вертикали. Время экспозиции составляло 10 минут. Двухкоординатный детектор регистрировал рассеяние в нижней полуплоскости относительно плоскости орбиты, что нивелировало влияние поляризации на распределение интенсивности вдоль кольца, одновременно расширяя диапазон регистрируемых углов рассеяния. Полученные дифрактограммы интегрировались к одномерному виду зависимости интенсивности дифрагированного пучка ( $I$ ) от угла дифракции с использованием программного обеспечения Fit2d [6].

Анализ дифракционных кривых проведен с помощью программ "Fityk" и "Origin": определялись угловые положения ( $\theta_{hkl}$ ), мера ширины ( $w$ ) и интегральные интенсивности дифракционных максимумов ( $I_{эксн\ hkl}$ ). По угловым положениям дифракционных максимумов рассчитывались дифракционные параметры  $a_{hkl}$ , далее производился расчет периода неискаженной решетки и величин упругих напряжений в матрице твердых растворов Pd-In-Ru и Pd-Y согласно формуле Ройсса [7].

$$a_{hkl} = a_0 + a_0 \sigma K_{hkl} \quad (1)$$

$a_0$  – период решетки без искажений,  $\sigma$  - величина упругих напряжений,  $K_{hkl}$  – величина, зависящая от упругих постоянных кристалла [8] и кристаллографических индексов.

Концентрация примесных атомов определялась согласно правилу Вегарта [8]. Для фольг системы Pd-In-Ru рассматривалась только концентрация индия ввиду отсутствия в литературе фазовых диаграмм для трехкомпонентной системы и близости атомных радиусов палладия и рутения.

Для фольги сплава Pd-In-Ru, не проходившей ЭГ, содержание индия в фазе, выявляемой на рентгенограммах интенсивным (основным) дифракционным максимумом составило ( $5.3 \pm 0.1$ ) ат%. Соотношение величин  $a_{hkl}$  выявило отрицательное значение величины упругих напряжений ( $\sigma$ ), ( $\sigma = (-9 \pm 2)$  кг/мм<sup>2</sup>). Полученные данные – свидетельство небольшого расширения решетки и изменения дефектных комплексов по прошествии 58500 часов в сравнении с состоянием этой фольги «до ЭГ» [4]. Фольга «отдыхала» при комнатной температуре на воздухе. При гидрогенизации «работала» в однофазной области, что обеспечило меньшую дилатацию решетки, тем не менее в твердом растворе длительное время выявляются изменения структурного состояния после гидрогенизации.

Фольга того же состава, прошедшая ЭГ и длительную релаксацию после него, показала более существенные изменения структурного состояния. Концентрация индия в основной фазе порядка ( $4.7 \pm 0.3$ ) ат % и величина упругих напряжений близка к нулю. Полученные результаты в очередной раз подтвердили, что ЭГ буквально насыщает металлы вакансиями [9]. Наличие последних в решетке занижает величину рентгенографически определяемого периода и удельный объем дефектных комплексов. Также на дифрактограммах определяются дифракционные пики, соответствующие фазам, обедненным и обогащенным индием, что характеризует воздействие ЭГ на систему Pd-In-Ru.

Для фольги твердого раствора Pd-Y период решетки  $a_0 = (3,952 \pm 0,003)$  Å соответствует концентрация иттрия ( $9.6 \pm 0,3$ ) ат.%, величина упругих напряжений  $\sigma = (-8 \pm 3)$  кг/мм<sup>2</sup>. Для этой фольги выявлено варьирование интенсивности дифракционных

колец, что в дальнейшем может послужить характеристикой дефектной структуры сплава.

Представленная работа показывает необходимость изучения структуры с помощью синхротронного рентгеновского излучения и преимущества метода, немаловажные из которых - большая глубина проникновения в материал и информативность.

### Литература

1. *Словецкий Д.И.* // Драгоценные металлы и драгоценные камни. 2003. №1. С 119 .
2. *Гусев А.В., Корнев Р.А., Суханов А.Ю.* // Неорганические материалы. 2006. Т.42. №9.С. 1123.
3. *Бурханов Г.С., Кореновский Н.Л., Ключева Н.Е., Гусев А.В., Корнев Р.А.* // Перспективные материалы. 2007. № 3. С. 62.
4. *Авдюхина В.М., Акимова О.В., Левин И.С., Ревкевич Г.П.* // Вестник Московского университета. Физика. Астрономия. 2011. № 1. С. 33.
5. *Chernyshov A.A., Veligzhanin A.A., Zubavichus Y. V.* Structural Materials Science end-station at the Kurchatov Synchrotron Radiation Source: Recent instrumentation upgrades and experimental results // Nucl. Instruments Methods Phys. Res. Sect. A Accel. Spectrometers, Detect. Assoc. Equip. 2009. Vol. 603, № 1–2. P. 95–98.
6. *Hammersley A.P.* FIT2D V9.129 Reference Manual V3.1. 1998.
7. *Reuss A.* Berechnung der Fließgrenze von Mischkristallen auf Grund der Plastizitätsbedingung für Einkristalle// Zs. Angew. Math. und Mech., 1929. Bd. 9. H. 1. S. 49-58
8. Диаграммы состояния двойных металлических систем. Под редакцией *Лякишева Н.И.*. М.: Машиностроение, 1999. т.3. книга 1. 872 с.
9. *Dos Santos D.S., Tavares S.M., Miraglia S., Fruchart D., dos Santos D.R.* Analysis of the nanopores produced in nickel and palladium by high hydrogen pressure. //Journal of Alloys and Compounds 356–357. 2003. p. 258–262.

**ВЛИЯНИЕ ЛАЗЕРНОЙ ТЕРМИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ НА  
МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ ДИСПЕРСНЫХ СТРУКТУР  
АУСТЕНИТНО-МАРТЕНСИТНЫХ СПЛАВОВ**

*THE INFLUENCE OF LASER HEAT TREATMENT ON THE MECHANICAL  
CHARACTERISTICS OF DISPERSE STRUCTURES OF THE AUSTENITIC-  
MARTENSITIC ALLOYS*

**Л.А. Дегадникова** – магистр, **А.О. Андреев** – аспирант, **А.В. Осинцев** - к.т.н., доцент,  
**В.Н. Петровский** - к.ф.-м.н., доцент.

НИЯУ МИФИ

[lidaindigo36@mail.ru](mailto:lidaindigo36@mail.ru)

**Abstract.** Effect of number of cycles of laser heat treatment on the strength properties of disperse structures. Electron microscopy and x-ray diffraction analysis of the investigated high strength austenite phase. Conducted uniaxial tensile test to determine the deformation and strength properties of the produced particulate structures.

**Key words:** laser heat treatment, the dispersed structure of austenitic-martensitic alloy, the correlation of digital images, the uniaxial tension.

**Аннотация.** Исследовано влияние количества циклов лазерной термической обработки на прочностные характеристики дисперсных структур. Методами электронной микроскопии и рентгеноструктурного анализа изучена фаза высокопрочного аустенита. Проведены испытания на одноосное растяжение для определения деформационных и прочностных свойств сформированных дисперсных структур.

**Ключевые слова:** лазерная термическая обработка, дисперсная структура, аустенитно-мартенситный сплав, корреляция цифровых изображений, одноосное растяжение.

Работа посвящена исследованию деформационных и прочностных свойств образцов, содержащих различные виды дисперсных структур, которые были получены с помощью циклического лазерного нагрева. Изучено влияние количества циклов лазерной термической обработки на характеристики формируемых дисперсных структур. Полученная в процессе обработки фаза высокопрочного аустенита исследована методами электронной микроскопии и рентгеноструктурного анализа. С помощью измерения микротвердости была выявлена тенденция к упрочнению  $\gamma$ -фазы при увеличении числа циклов лазерной термообработки.

Проведены испытания на одноосное растяжение до разрушения для определения зависимости деформационных и прочностных свойств от циклического лазерного нагрева.

Для формирования дисперсных структур заданной геометрии и последующего исследования их механических свойств был выбран стальной сплав аустенитно-мартенситного класса системы железо-хром-никель, имеющий в своем составе 100%  $\alpha$ -фазу (мартенситная структура) [1, 2]. Из данного материала изготавливались образцы в виде лопаток толщиной 1мм в соответствии с ГОСТ 1497-84.

Формирование дисперсных структур в исследуемом материале осуществлялось путём сверхбыстрого нагрева деформированной  $\alpha$ -фазы до температур 850–900°C (температура фазового перехода) посредством обработки лазерным излучением и последующем медленным остыванием на воздухе до комнатной температуры [3].

Обрабатываемые области, состояли из трех типов: круглая область (тип G01), поперечная полоса (тип G11), наклонная полоса (тип G21). Облучение (нагрев-охлаждение) проводилось однократно (1G01, 1G11, 1G21) или пятикратно (5G01, 5G11, 5G21). В итоге исследовались 7 образцов (Рис.1.), один из которых (0G00) не был подвержен структурным изменениям.

Для подтверждения формирования дисперсной структуры в материале, то есть наличия заданного распределения аустенитных областей ( $\gamma$ -фаза) в мартенситной матрице ( $\alpha$ -фаза), были проведены магнитооптические, рентгеноструктурные и электронно-микроскопические исследования образцов.

При определении механических свойств материала наиболее часто используют одноосное растяжение.

Для проведения испытаний при комнатной температуре в соответствии с ГОСТ 1497-84 использовалась разрывная машина Instron 5982, с помощью которой определялись прочностные характеристики материала.

Для регистрации полей перемещений и анализа деформированного состояния объекта использовался метод цифровой корреляции изображений. Суть метода в том, что на объект наносится спекл-структура (случайные метки), затем осуществляется регистрация изображений до и после нагружения одной (2D) или двумя (3D) цифровыми видеокамерами. В основе метода лежит попарная обработка изображений. Рабочая область разбивается на фрагменты, а затем анализируется перемещение спекл-структуры в пределах каждой подобласти.

С целью исследования влияния циклического лазерного нагрева на свойства твердости материала в сформированных дисперсных структурах были проведены исследования микротвердости. Измерения микротвердости в переходной области между мартенситной и аустенитной составляющими показали, что ее в зоне аустенитной фазы после одного цикла нагрев-охлаждение достигает величины  $HV_{100} = 4060$  МПа, что существенно выше, чем в случае аустенита, образовавшегося в сплаве после выплавки и горячей деформации. Пятикратная лазерная термическая обработка приводит к увеличению микротвердости аустенитной фазы приблизительно на 25% ( $HV_{100} = 5150$  МПа).

Для измерения характеристик прочности и пластичности материала образцов были проведены испытания на одноосное растяжение до разрушения. С помощью метода корреляции цифровых изображений [4] были получены изображения полей деформации в материале образцов с различной дисперсной структурой.

По итогам испытаний на одноосное растяжение образцов (Рис.2.) были зарегистрированы значения предела прочности и соответствующая ему относительная деформация.

Из приведенных в Таблице 1 данных видно, что создание зон аустенитной фазы в матрице мартенситного материала ведет к уменьшению значения предела прочности образца. Это объясняется тем, что аустенитная фаза всегда обладает меньшей прочностью нежели мартенситная.

Однако, максимальная относительная деформация образцов, которая характеризует пластические свойства, для геометрий вида G11 и G21 увеличивается в сравнении с необлученным образцом. Это может быть объяснено тем, что аустенит обладает более высокими характеристиками пластичности в сравнении с мартенситом.

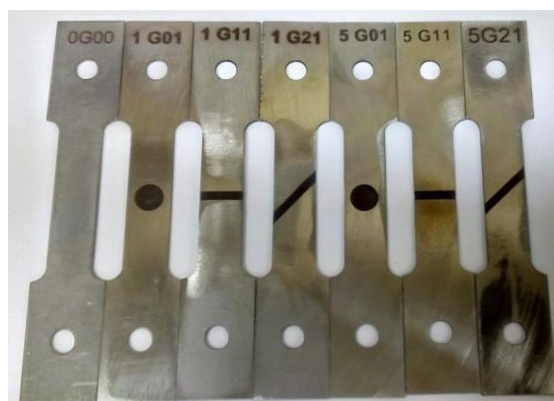


Рис.1. Исследуемые образцы

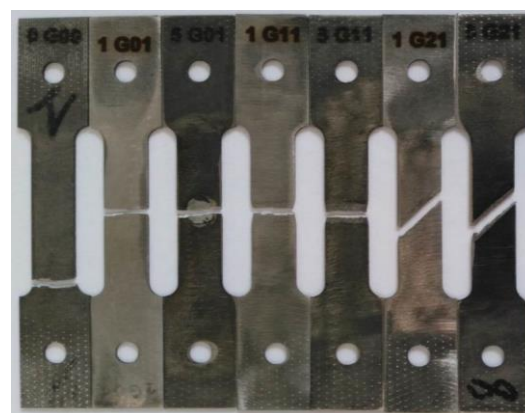


Рис.2. Испытанные образцы

Таблица 1. Максимальная относительная деформация образцов при достижении предела прочности

Вид дисперсной структуры	Рабочая обл., мм	Предел прочности, МПа	Макс. относит. деформация, %
0G00	40	1701	4.01
1G01		956	2.20
5G01		806	1.93
1G11		995	4.10
5G11		965	4.16
1G21		1373	4.41
5G21		1207	4.46

Отметим, что на прочностные и пластические характеристики образцов оказывает влияние вид геометрии созданной дисперсной структуры.

В Таблице 2 приведены данные по изменению прочностных и пластических свойств образцов в зависимости от типа сформированной в них дисперсной структуры в сравнении с характеристиками необлученного образца.

Таблица 2. Относительное изменение механических характеристик

Вид дисперсной структуры	Изм. прочностных свойств, %	Изм. свойств пластичности, %
1G01	-44	-45
5G01	-53	-52
1G11	-42	2
5G11	-44	4
1G21	-20	10
5G21	-29	11

Из экспериментальных данных следует, что циклическая лазерная термическая обработка приводит к уменьшению прочностных и увеличению пластические свойства дисперсных структур. Однако механические свойства образцов, содержащих дисперсные структуры, в сильной степени зависят от формы областей  $\gamma$ -фазы, сформированной лазерным воздействием на материал. Вследствие этого только в случае использования геометрии аустенитной зоны вида G21 удалось достичь заметного (на 10%) увеличения пластичности материала при потере прочностных свойств (на 20 – 30%).

Создание дисперсных структур с геометрией вида G01 не приводит к улучшению механических характеристик образцов. Это, по-видимому, связано с возникновением локальных напряжений внутри образца.

Используя метод корреляции цифровых изображений, было визуализировано распределение относительных деформаций (как продольных, так и поперечных) на поверхности образцов, содержащих различные типы дисперсных структур.

На Рис. 3 показаны распределения полей относительных деформаций для исследуемых образцов.

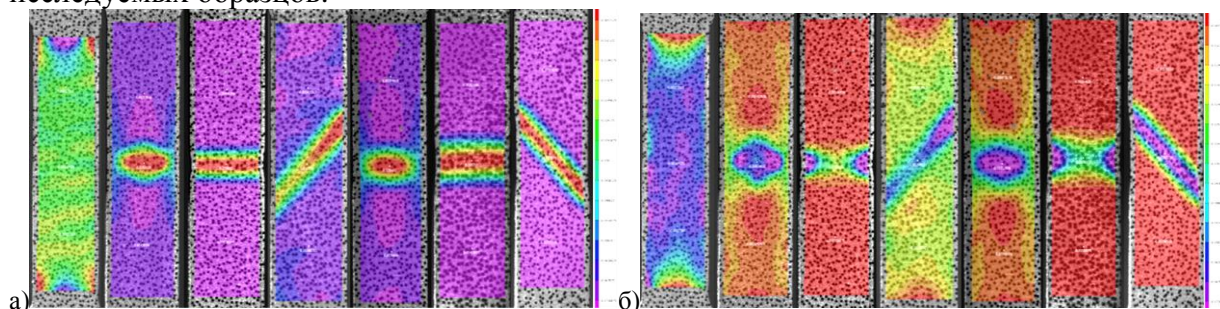


Рис. 3 Визуализация распределения относительных деформаций (0G00, 1G01, 1G11, 1G21, 5G01, 5G11, 5G21): а) продольных; б) поперечных

Метод корреляции цифровых изображений позволил наглядно продемонстрировать пространственное распределение полей относительных деформаций (продольных и поперечных) в образцах с различными типами дисперсных структур.

Из полученных результатов видно, что геометрия аустенитных зон дисперсной структуры в материале оказывает сильное влияние на пространственно неоднородное распределение относительных деформаций  $\alpha$ , следовательно, и напряжений в образце, которое определяет итоговые механические характеристики изделия, содержащего дисперсные структуры.

## **Выводы**

Электронно-микроскопические исследования, коррелирующие с данными рентгеноструктурного анализа, свидетельствуют о том, что циклическая лазерная термическая обработка позволяет сформировать дисперсные структуры, содержащие аустенитные области ( $\gamma$ -фаза) в мартенситной матрице материала ( $\alpha$ -фаза). При этом увеличение циклов нагрев-охлаждение приводит к измельчению микроструктуры  $\gamma$ -фазы вплоть до массивных нано-частиц;

Циклическая лазерная термическая обработка исследуемого материала приводит к увеличению микротвердости аустенитной фазы, а именно, микротвердость  $\gamma$ -фазы при реализации 5 циклов нагрев-охлаждение увеличивается приблизительно на 25% в сравнении со значением этой характеристики для 1 цикла нагрев-охлаждение;

Испытания образцов на одноосное статическое растяжение показали, что создание дисперсных структур определенной формы методом циклической лазерной термообработки приводит к повышению пластичности (на 10%) материала при частичной потере в прочностных характеристиках;

Метод цифровой корреляции изображений позволяет успешно визуализировать пространственно неоднородное распределение полей относительных деформаций (продольных и поперечных) в образцах с различными типами дисперсных структур.

## **Литература**

1. М.П. Галкин, М.А. Либман, Э.И. Эстрин. Использование фазовых превращений для создания градиентных материалов. Материаловедение, 2014, № 3, С.25-28.
2. Андреев А.О, Блинова Е.Н., Либман М.А., Макушев С.Ю. Влияние циклического лазерного нагрева на образование дисперсных структур в железо-хром-никелевых сплавах. Материаловедение, 2016, №10, С.37-40.
3. Андреев А.О., Галкин М.П., Либман М.А., Миронов В.Д., Петровский В.Н., Эстрин Э.И. Применение лазерной термической обработки для создания градиентных материалов на основе системы Fe-Cr-Ni. МиТОМ, 2014, №1., С.50-53.
4. Sutton M.A., Ortu J.J., Schreier H. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements. University of South Carolina, Columbia, SC. USA. 2009. 364 p.



## ЗАВИСИМОСТИ ТЕПЛООБРАЗОВАНИЯ В МЕТАЛЛАХ ОТ СКОРОСТЕЙ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ КВАЗИСТАТИЧЕСКИХ НАГРУЖЕНИЯХ

### *THE DEPENDENCES OF HEAT GENERATION IN THE METALS FROM THE STRAIN RATES UNDER QUASISTATIC LOADING*

Б.А.Зимин<sup>1</sup> – к.ф.-м.н., ст. науч. сотр., В.Е.Свентицкая<sup>2</sup> – ст.преподаватель,  
Ю.В.Судьенков<sup>3</sup> – д.ф.-м.н., ведущий науч. сотр

<sup>1</sup>Институт Проблем Машиноведения РАН, Россия 199178, Санкт-Петербург, В.О.,  
Большой пр., 61

<sup>2</sup>БГТУ «ВОЕНМЕХ» им. Д.Ф. Устинова, Россия 190005, Санкт-Петербург, 1-я  
Красноармейская ул., д.1

<sup>3</sup>Санкт-Петербургский государственный университет, Россия 199034, Санкт-Петербург,  
Ст. Петергоф, Университетский пр., д.28

[vsvent@yandex.ru](mailto:vsvent@yandex.ru)

**Abstract.** This paper presents results of experimental studies of dissipation under the different strain rates in the metal samples of copper M1, aluminum alloy D16AM, titanium BT1 and steel 12X18H10T. Results of the experiments showed the dependence of the intensity of heat dissipation from the strain rates and the absence of it for  $\sigma(\varepsilon)$ .

**Key words:** heat generation process, dissipation, plastic deformation, strain rate.

**Аннотация.** В работе приведены результаты экспериментальных исследований процессов диссипации в ходе деформирования металлических образцов из меди M1, алюминиевого сплава D16AM, титана BT1 и стали 12X18H10T с различными скоростями. Результаты экспериментов продемонстрировали зависимость интенсивности тепловыделения, от скорости деформации в отсутствие таковой для зависимости  $\sigma(\varepsilon)$ .

**Ключевые слова:** теплообразование, диссипация, пластическая деформация, скорость деформации.

Теория пластического деформирования металлов является объектом интенсивных исследований в последние десятилетия. Деформирование и разрушение металлов сопровождается преобразованием механической работы в другие виды энергии – тепловую, электромагнитную, акустическую [1-4].

При описании пластического течения и деформационного упрочнения обычно используют понятие энергетического баланса пластической деформации, рассматривая такие её компоненты как выделяющееся тепло, латентная (скрытая) энергия. Суммарный вклад этих составляющих по отношению к величине работы, затраченной на деформирование, описывается некоторым коэффициентом  $\beta = \frac{Q}{W}$  [3], характеризующим относительную величину латентной энергии и считающимся постоянным при квазистатических процессах деформирования [2].

Для проверки данных представлений были проведены экспериментальные исследования процессов тепловыделения при деформировании металлов при трёх скоростях движения активного захвата 5,10,20мм/мин, что соответствовало диапазону скоростей деформации  $\dot{\varepsilon} \sim 10^{-1} - 10^{-2} \text{ c}^{-1}$ .

Механические испытания проводились на стандартных плоских образцах из меди M1, стали 12X18H10T, титана BT1, алюминиевого сплава D16AM с размерами рабочей части 50×5х2 мм на универсальной машине SHIMADZU AG.

Инфракрасное излучение регистрировалось тепловизионной камерой ThermoCAM® SC 300.

На рис.1 приведены результаты экспериментов для меди М1.

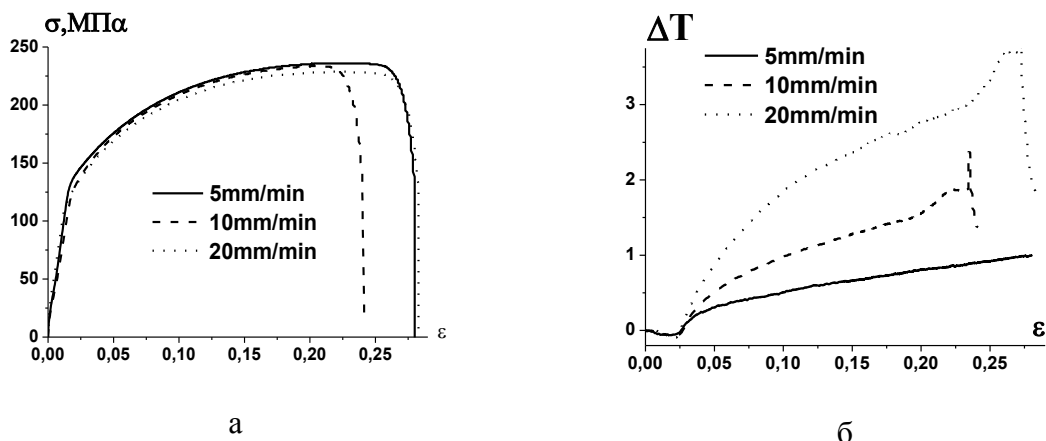


Рис.1. Результаты эксперимента для меди М1 (а – зависимость  $\sigma(\varepsilon)$ ; б - зависимость температуры  $\Delta T(\varepsilon)$ ).

Зависимости изменения температур (рис.1б) отслеживают все этапы деформирования – этап упругости, характеризуемый понижением температуры при растяжении, пластичности - рост температуры, этап разрушения, сопровождающийся скачком температуры и последующее охлаждение.

Результаты экспериментов позволили определить интегральные энергетические параметры - удельную механическую работу  $W$ ; тепло  $Q$ , выделяющееся при растяжении, и величину коэффициента  $\beta$ . На рис.2 приведены зависимости  $W$  и  $Q$  от деформации, а на рис.3 представлены зависимости коэффициента  $\beta(\varepsilon)$  для трех скоростей деформации.

$$W = \int_{\varepsilon_e}^{\varepsilon_p} \sigma d\varepsilon, \quad Q = \int_{\varepsilon_e}^{\varepsilon_p} \rho c \Delta T d\varepsilon, \quad \beta = \frac{Q}{W}$$

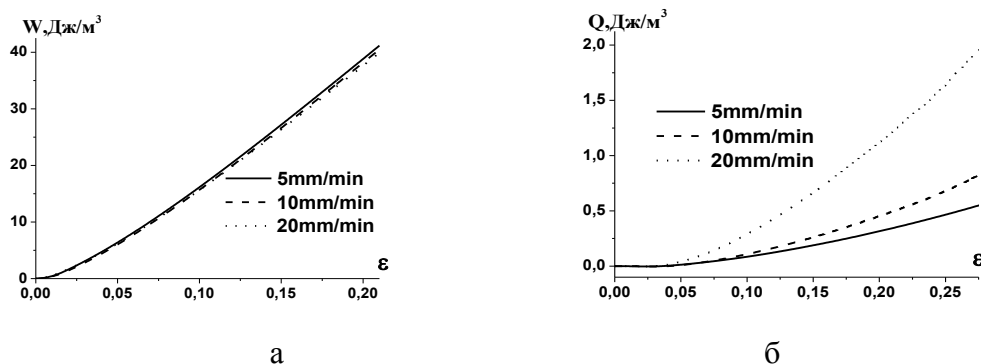


Рис.2. Результаты обработки эксперимента для меди М1  
а - зависимость механической работы  $W(\varepsilon)$ ; б- зависимость тепловой энергии  $Q(\varepsilon)$  от деформации.

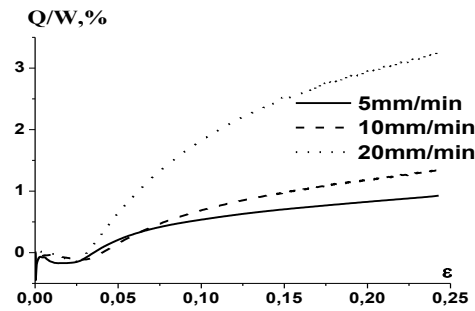


Рис.3. Зависимость коэффициента тепловыделения меди M1 для трех скоростей деформации.

Как видно из представленных результатов коэффициент  $\beta$  значительно увеличивается с ростом скорости деформирования, при практически отсутствующей зависимости диаграммы  $\sigma(\epsilon)$  от скорости деформирования. То есть, скорости деформации в первую очередь влияют на термодинамику процесса пластического течения.

Качественно такой же характер процесса тепловыделения наблюдался во всех исследованных металлах.

Как известно, при пластической деформации часть затрачиваемой на неупругую деформацию работы превращается в тепло. Другая её часть, называемая латентной энергией ( $L$ ), определяемая законом сохранения энергии ( $L = W - Q$ ) расходуется на структурные изменения в материалах (искажения решётки, возникновение вакансий и т.д.).

Таким образом, эксперименты показывают, что с увеличением скорости деформирования уменьшается доля энергии, идущая на структурные преобразования в материалах. По-видимому, основным фактором, влияющим на термодинамику деформирования, следует признать инерционность процессов структурных преобразований в процессе пластического течения, в частности скорости образования и эволюции дислокационных субструктур.

Такой вывод предполагает необходимость проведения дополнительных исследований для уточнения законов связи между напряжениями и деформациями при пластическом деформировании металлов с привлечением методов микроструктурного анализа и учета физических механизмов структурных перестроек.

*Работа выполнена в рамках Проекта РФФ № 15-19-00182.*

## Литература

1. Абрамова К.Б., Пахомов А.Б., Перегуд Б.П., Щербаков И.П., Инфракрасное излучение, возникающее при деформации и разрушении металлов. - ЖТФ, 1988, т.58, в.4, с.817-321
2. G.I. Taylor and H.Qunnney, "The Latent Energy Remaining in a Metal after Cold Working," Proceedings of the Royal Society A, London, Vol. 143, 1934, pp. 307-326
3. Зимин Б.А., Темнов О.В., Термография процесса распространения шейки в полипропилене // Вестник ЛГУ. Серия мат., мех., астр. № 1, 1991
4. P. Rosakis, A.J.Rosakis, G. Ravichandran and J. Hodowany, "A Thermodynamic Internal Variable Model for the Partition of Plastic Work into Heat and Stored Energy in Metals," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol. 48, 2000, pp. 581-607

**ЛЕГИРОВАНИЕ СТАЛИ И ГРАФИТА ВОДОРОДОМ  
В ЯДЕРНОМ РЕАКТОРЕ**  
*ALLOYING OF STEEL AND GRAPHITE BY HYDROGEN IN NUCLEAR  
REACTOR*

**Е.А. Красиков** - начальник лаборатории, д.т.н, **А.Д. Амаев** - г.н.с., д.т.н.  
Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»  
*e-mail: ekrasikov@mail.ru*

**Abstract.** It is known that in traditional power engineering hydrogen may be the first primary source of equipment damage. Study of radiation-hydrogen embrittlement of the steel raises the question concerning the unknown source of hydrogen in reactors. Later unexpectedly high hydrogen concentrations were detected in irradiated graphite.

It is necessary to look for this source of hydrogen especially because many hydrogen flakes were detected in reactor vessels of Belgian NPPs.

As a possible initial hypothesis about the enigmatical source of hydrogen one can propose protons generation during beta-decay of free neutrons inasmuch as protons detected by researches at nuclear reactors as witness of beta-decay of free neutrons.

**Key words:** hydrogen, steel, graphite, nuclear reactor, alloying, beta-decay.

**Аннотация.** В обычной энергетике водороду как возможному первоисточнику разрушений элементов оборудования уделяется пристальное внимание. При исследовании радиационно-водородного охрупчивания отечественной стали корпусного типа возник вопрос о неизвестном источнике водорода в облучённых металлических образцах, концентрации которого многократно превышают прогнозные значения, выполненные с учётом всех известных источников водорода. Позже неожиданно высокие концентрации водорода обнаружены и в облучённом графите. Необходим поиск источника этого водорода, тем более, что водородные флокены в больших количествах обнаружены в корпусах реакторов бельгийских АЭС. В качестве вероятной начальной гипотезы о неучитываемом источнике водорода в ядерном реакторе можно предположить генерацию протонов при бета-распаде нейтронов.

**Ключевые слова:** водород, сталь, графит, ядерный реактор, легирование, бета-распад.

**Введение.** В обычной энергетике водороду как возможному первоисточнику разрушений элементов оборудования уделяется пристальное внимание [1]. Актуально также рассмотрение взаимодействия водорода с конструкционными материалами атомной и термоядерной энергетике [2]. В частности, корпуса реакторов проекта ВВЭР-440/230 были изготовлены без плакировки, то есть контактировали с водным теплоносителем и были доступны для коррозионного водорода. Анализ радиационно-водородного охрупчивания отечественной стали корпусного типа 48ТС выполнен в работе [3], где со ссылкой на американские [4] и собственные данные был поднят вопрос о неизвестном источнике водорода в металлических образцах, облучённых в герметичных ампулах (назван “радиационным водородом” - РВ).

**Материалы и методики.** Элементный состав сталей российского и американского (для сравнения) производства представлен в табл. 1.

*Таблица 1. Элементный состав корпусных сталей (масс.%%).*

Марка	C	Si	Mn	P	S	Cu	Cr	Mo	Ni
15X2МФА	0,16	0,30	0,43	0,014	0,011	0,11	2,75	0,67	0,16
A543 (США)	0,14	0,18	0,20	0,011	0,015	0,07	1,60	0,50	3,01

В испытаниях и исследованиях применялось электролитическое насыщение в 4% растворе  $H_2SO_4$ . Дегазация проводилась в вакууме при температурах до  $1000^\circ C$ , определение выделившегося газа - детектором по теплопроводности.

**Экспериментальные результаты и их обсуждение.** Проведенный в США анализ облученного металла (табл.2) [4] привёл к неожиданному результату: содержание водорода в облученных образцах значительно превышало количество водорода, рассчитанного по реакции (n,p): не более 0,1 ppm.

Таблица 2. Зависимость концентрации РВ в стали А543 от флюенса быстрых нейтронов ( $E > 1 МэВ$ ).

Флюенс быстрых нейтронов, $\times 10^{18} \text{ см}^{-2}$ ; $t_{\text{обл.}}=225-300^\circ C$ .	0	7	200	400
Концентрация РВ, ppm; $t_{\text{дегазации}}=1000^\circ C$ .	0,2	0,9	1,7	2,1

Увеличение дозы приводит к возрастанию количества выделившегося водорода. Старение в течение 48 часов при  $100-325^\circ C$  выявило, что этот водород недиффузионноспособен до температуры порядка  $300^\circ C$ , т.е., вероятно, находится в ловушках. Поскольку при температуре механических испытаний этот водород был неподвижным и, как показали статические испытания, не оказывал вредного воздействия на свойства сталей, то отмеченные величины вычитались из общего количества водорода.

В ИАЭ им. И.В. Курчатова в ряде экспериментов было обнаружено, что в образцах, облучавшихся при низкой ( $100-140^\circ C$ ) температуре в герметичных контейнерах, наполненных аргоном, содержание водорода было в несколько раз выше исходного (табл.3), но его концентрация не зависела от флюенса быстрых нейтронов (ФБН,  $E > 0,5 МэВ$ ).

Таблица 3. Зависимость концентрации РВ в металле от ФБН.

Флюенс быстрых нейтронов, $\times 10^{18} \text{ см}^{-2}$ ; $t_{\text{обл.}}=100-140^\circ C$ .	0	100	170	190	270	450	500
Концентрация РВ, ppm; $t_{\text{дегазации}}=300^\circ C$ .	0,2	2,9	4,3	13,3	24,9	9,8	3,1

Кинетика выхода РВ из образцов представлена на рис.1, 2.

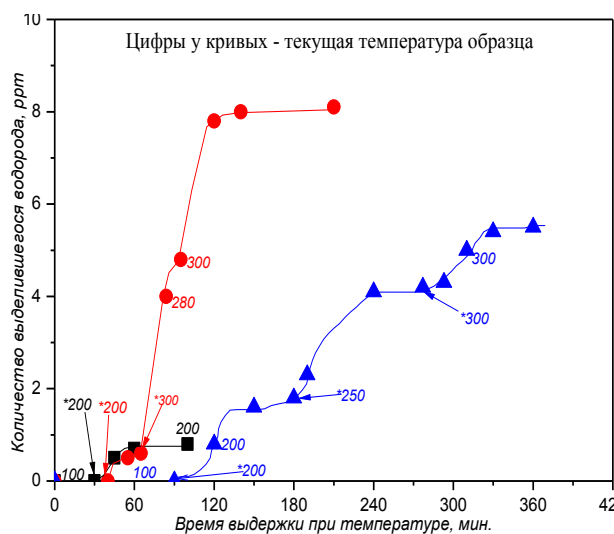


Рис.1. Кинетика выхода РВ из образцов, облученных до флюенса  $4,5 \times 10^{20} \text{ см}^{-2}$  при температуре  $140^\circ C$ .

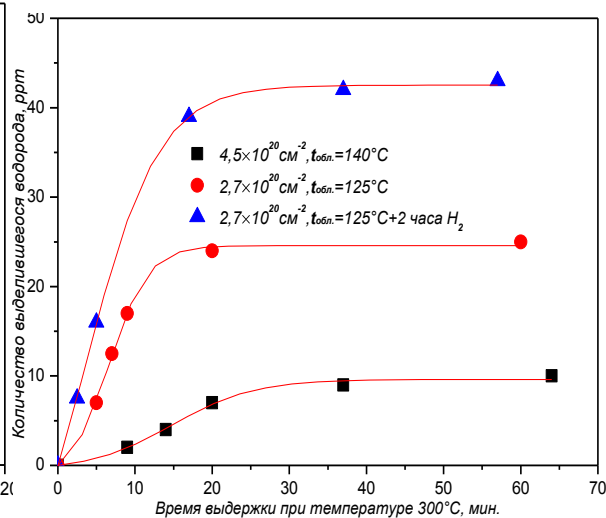


Рис.2. Кинетика выхода РВ из облученных и облученных наводороженных образцов

Как видно на рис.1 выделение РВ начинается при превышении температуры облучения, то есть РВ аккумулирован в радиационных дефектах (ловушках). Несколько позже появились данные о неожиданно высоких концентрациях водорода в нержавеющей стали, облучённых в кипящих реакторах (рис.3. [5]) и высоких генерациях водорода и гелия в никеле [6].

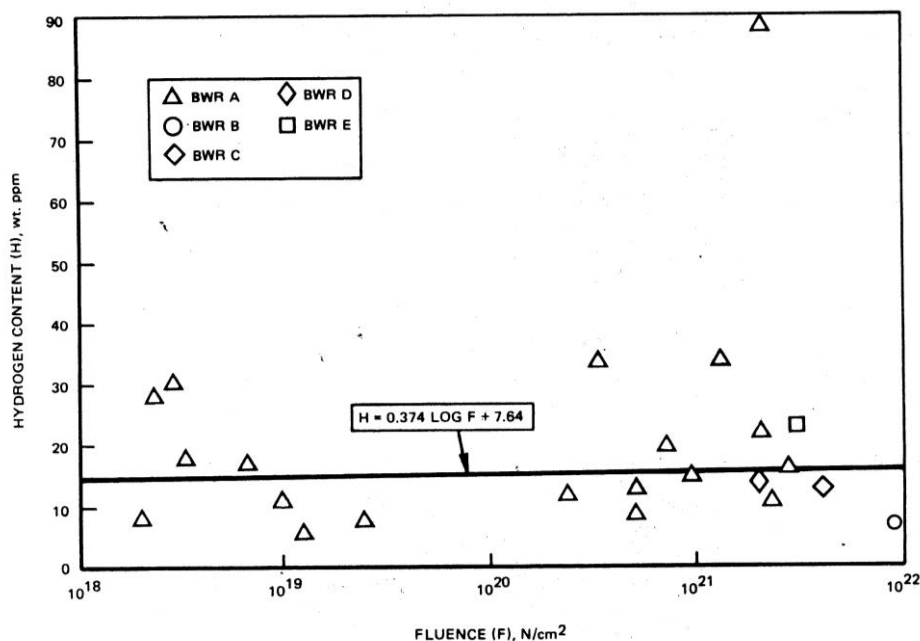


FIG. 2—Hydrogen content of irradiated Type-304 SS as a function of fast ( $E > 1$  MeV) neutron fluence.

Рис.3. Содержание водорода в стали 304SS в зависимости от ФБН ( $E > 1$  МэВ)

Неожиданно высокие концентрации водорода обнаружены в облучённом графите [7]. В табл.4 приведены результаты термической дегазации образцов графита марки ГР-280, из которых следует, что концентрации водорода в облучённых образцах на один-два порядка могут превышать исходные (в необлученном состоянии).

Таблица 4. Результаты дегазации образцов графита марки ГР-280.

Флюенс нейтронов, $\text{см}^{-2}$ ( $E > 0,5$ МэВ)	Температура облучения, $^{\circ}\text{C}$	Количество выделившегося водорода, ppm		
		Температура дегазации, $^{\circ}\text{C}$		Всего ppm
		1000	1800	
свидетель		2,2	4,2	6,4
		1,5	2,9	4,4
$1 \times 10^{22}$	500	20,8	-	20,8
		49,7	-	49,7
		41,2	1342	1383,2
		19,5	864	883,5
$2 \times 10^{21}$	1100	-	369	369
		-	327	327

**Выводы.** Необходим поиск источников радиационного водорода, тем более, что водородные флокены в больших количествах в процессе УЗ контроля обнаружены в корпусах реакторов бельгийских АЭС Doel 3 и Tihange 2 [8,9].

В качестве одной из неочевидных, но вероятных начальных гипотез об источнике водорода в ядерном реакторе можно предположить генерацию протонов при бета-распаде

свободных нейтронов, тем более что протоны как свидетели бета-распада свободных нейтронов регистрировались на ядерных реакторах (время жизни – около 15 мин) [10].

### Литература

1. А.Б. Вайнман. Водородное охрупчивание элементов котлов высокого давления. Киев, Наукова думка, 1990.
2. N.N. Alekseenko. Radiation Damage of Nuclear Power Plant Pressure Vessel Steels. ANS, 1997, p.97.
3. Е.А. Красиков. Исследование радиационно-водородного охрупчивания и диффузии водорода в облученной стали 48ТС-3. Канд. дисс., М, 1974.
4. С.R. Brinkmann, Effects of Hydrogen on the Ductile Properties of Irradiated Pressure Vessel Steels. Report IN-1359, NRTS, Idaho Falls, 1970.
5. A.I. Jacobs Hydrogen buildup in Irradiated Type-304 Stainless Steel. ASTM STP 956. F.A. Garner, and N. Igata, Eds. ASTM, Philadelphia, pp.239-244.
6. L.R. Greenwood, F.A. Garner D.M. Oliver. Surprisingly Large Generation and Retention of Helium and Hydrogen in Pure Nickel. Journal of ASTM International, April 2004, vol.1, №4. Paper ID JAI11365, pp.529-539.
7. А.Б. Бирюков, Е.А. Красиков, Д.В. Андреев. Влияние нейтронного облучения на выход водорода из графитов. ВАНТ, сер. Термоядерный синтез, вып.1-2, 1998, стр.3-8. РИЦ «Курчатовский институт» М.
8. I. Tweer. Flawed Reactor Pressure Vessels in the Belgian NPPS Doel 3 and Tihange 2 Comments on the FANC Final Evaluation Report 2015. 2016.
9. ORNL Evaluating of Electrabel Safety Cases for Doel 3/Tihange 2: Final Report (R1). ORNL/TM-2015/59349, Nov.2015.
10. Ю.А. Мостовой, К.Н. Мухин, О.О. Патаракин. Нейтрон вчера, сегодня, завтра. УФН, том 166, №9. 1996, стр. 987-1022.

**КОЛЕБАТЕЛЬНЫЕ ПРОЦЕССЫ В КИНЕТИКЕ ПОВРЕЖДЕНИЯ  
СТАЛИ КОРПУСА РЕАКТОРА**  
*OSCILLATIONS IN KINETICS OF THE REACTOR PRESSURE VESSEL STEEL  
DAMAGE*

**Е.А. Красиков** - начальник лаборатории, д.т.н.,

**В.А. Николаенко** - начальник группы, д.т.н.

Национальный исследовательский центр «Курчатовский институт»

*e-mail: ekrasikov@mail.ru*

**Abstract.** Fast neutron intensity (flux) influence on reactor materials radiation damage is a critically important question in the problem of the correct use of the accelerated irradiation tests data for substantiation of the materials workability in real irradiation conditions that is low neutron intensity. Discovery of the oscillations as indicator of the self-organization processes presence give reasons for new ways searching on RPV steel radiation stability increasing and attempt of the self-restoring metal elaboration.

**Key words:** steel, radiation damage, kinetics, oscillation.

**Аннотация.** Влияние плотности потока (интенсивности, флакса) быстрых нейтронов на охрупчивание реакторных материалов – важная проблема при применении данных форсированных радиационных испытаний в нейтронных полях высокой интенсивности для обоснования работоспособности материалов в натуральных условиях (низкий флакс).

Обнаружение признаков процесса самоорганизации в кинетике охрупчивания – нестабильности в виде немонотонных участков, актуализирует проблему обеспечения достоверности данных по радиационной стойкости корпусных сталей и формирует мотивацию к поиску путей регулирования радиационной стойкости.

**Ключевые слова:** сталь, радиационное повреждение, кинетика, колебательный процесс.

**Введение.** Основой безопасности реакторов с водой под давлением, на которых базируется ядерная энергетика, является гарантированная работоспособность корпуса реактора. Доминирующей составляющей долговечности корпуса является его радиационный ресурс, исчерпание которого определяется конструктивными, металлургическими, технологическими и эксплуатационными факторами. Обоснованием существующих нормативных зависимостей для прогнозирования радиационной работоспособности корпусов реакторов служат ускоренные на порядки, по сравнению с натурными, облучения материалов в исследовательских реакторах, которые, таким образом, не соответствуют реальным условиям облучения.

Более надежным вариантом контроля охрупчивания является реализация программ образцов-свидетелей. Однако, и в этом случае опережение по интенсивности нейтронного облучения (флаксу) достигает 20 (проект ВВЭР-440-213). В связи с этим самым высокоинформативным является исследование свойств образцов стали после их облучения в реальных конструкциях в течение времени, сопоставимого с проектным сроком службы реактора, то есть облучавшихся натурными флаксами нейтронов. Материалом были сквозные пробы (трепаны), вырезанные из стенок корпусов реакторов, выведенных из эксплуатации.

В нашей стране первая вырезка трепанов (9 штук) произведена в 1987 году из корпуса реактора 1-ого блока Ново-Воронежской АЭС после 20 лет эксплуатации. Затем 12 трепанов были вырезаны из корпуса реактора 2-ого блока НВАЭС (1969-1990) и 4 штуки из корпуса экспериментального реактора 27ВМ (1956-1986). Позже еще 15 трепанов извлечены из корпуса реактора правого борта атомного ледокола «Ленин» (1970-1989).

**Результаты исследований и их обсуждение.** Один трепан корпуса реактора НВАЭ-1 был передан для исследований в Финляндию, на рис.1 представлены совместные результаты,



которые свидетельствуют о немонотонности зависимости радиационного повреждения от флюенса быстрых ( $E > 0,5$  МэВ) нейтронов (ФБН).

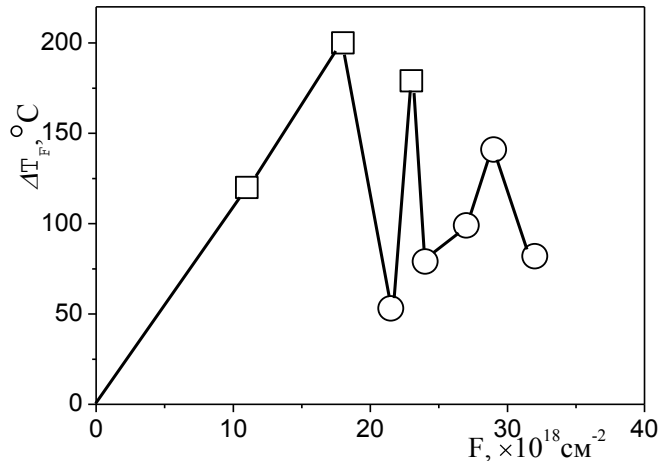


Рис.1. Сдвиг критической температуры хрупкости металла шва корпуса реактора НВАЭС-1 в зависимости от ФБН (РФ-□, Финляндия-○).

Неожиданными оказались и результаты послерадиационных испытаний материалов трепанов, вырезанных из корпуса реактора атомного ледокола «Ленин» [1], а также результаты специальных исследований охрупчивания образцов-свидетелей корпуса реактора 3-го блока Кольской АЭС [2]. Образцы здесь были получены из верхних контейнеров гирлянд, поэтому экспонировались при минимальной интенсивности. Они, озадачив исследователей большой величиной эффекта, одновременно показали усиление охрупчивания при уменьшении интенсивности облучения. На рис.2 представлены результаты по охрупчиванию основного металла корпуса реактора Ровенской АЭС-1. Из рис. 2 видно, что при флюенсе  $40 \times 10^{18} \text{ см}^{-2}$  охрупчивание практически отсутствует ( $\Delta T_F = 2^\circ\text{C}$ ).

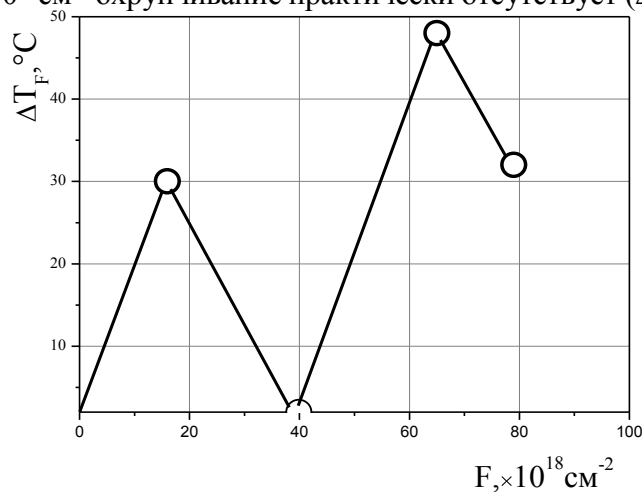


Рис.2. Зависимость сдвига критической температуры хрупкости основного металла из верхних контейнеров ОС Ровенской АЭС-1 от флюенса нейтронов. Флакс нейтронов  $\sim 6 \times 10^{10} \text{ см}^{-2} \text{ с}^{-1}$ .

В работе [3] с комментарием "quite atypical" сообщается о немонотонном охрупчивании металла сварного шва корпусной стали бельгийских реакторов Doel-1 и Doel-2. Аналогичные данные получены при исследовании металла шва корпуса реактора BWR, где также зафиксирован «провал» охрупчивания при увеличении дозы облучения [4]. Кроме того, при исследовании радиационного охрупчивания корпусных сталей обращает на себя внимание большой разброс данных. Это наблюдается как при отечественных, так и зарубежных испытаниях. Например, в работе [5] приведены результаты исследований образцов-свидетелей испанских АЭС где очевидно понижение охрупчивания при высоких ФБН и наличие точки нулевого охрупчивания при промежуточном значении флюенса.

В связи с большим разбросом данных прилагались значительные усилия для уточнения условий экспериментов, как-то: параметров облучения (ФБН, флакса), температуры,

повышению качества изготовления образцов и т.п. Однако, ситуация улучшалась несоизмерно затраченным усилиям, поэтому возникла потребность рассмотреть иные действующие факторы, предположить наличие других источников влияния. По-видимому, существует фактор, или группа факторов, генерирующих некий колебательный процесс в кинетике охрупчивания, который с разной амплитудой и частотой (возможно, зависящими от флюенса) управляет зарождением и трансформацией (распадом) дефектов, управляющих охрупчиванием.

Периодичность охрупчивания можно наблюдать на рис.5 по данным исследований повреждения основного металла и металла шва образцов-свидетелей стали с близкими коэффициентами радиационного охрупчивания ( $A_F=15-24^\circ\text{C}$ ) корпусов ВВЭР-440/213. Результаты, приведенные на этом рисунке, соединены прямыми, образующими пилообразную, то есть немонотонную, зависимость охрупчивания от флюенса. Для сравнения на пунктиром приведена традиционная кривая, построенная по нормативной зависимости  $\Delta T_F = A_F \times F^{1/3}$ .

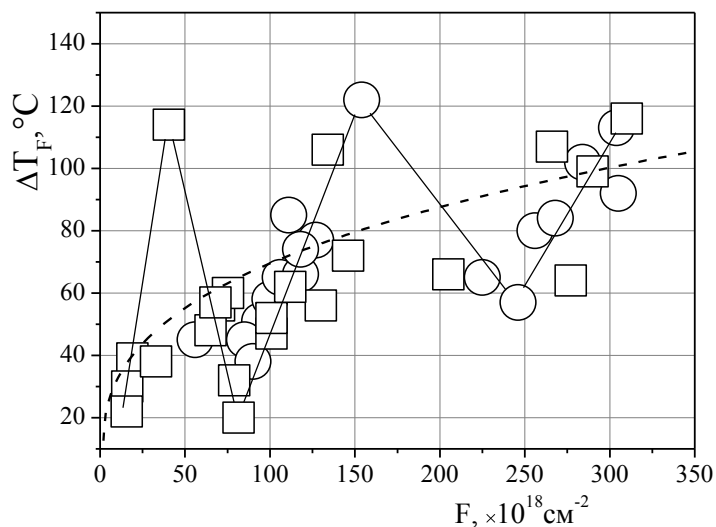


Рис.5. Зависимость сдвига критической температуры хрупкости основного металла и металла шва от флюенса нейтронов; флюенс  $10-40 \times 10^{11} \text{ см}^{-2} \text{ с}^{-1}$  (○),  $1-6 \times 10^{11} \text{ см}^{-2} \text{ с}^{-1}$  (□),

**Выводы.** Обнаружение колебательных процессов - признака самоорганизации в кинетике охрупчивания корпусных сталей свидетельствует о периодической трансформации структуры и существенном периодическом изменении свойств металла. Это, в свою очередь, формирует мотивацию к поиску способов регулирования радиационной стойкости материалов, в частности - создания самовосстанавливающегося металла.

### Литература.

1. Е.А. Красиков, Николаенко В.А. Реконструкция охрупчивания металла корпуса реактора атомного ледокола «Ленин». Атомная энергия, том 105, вып. 4, октябрь 2008, 201-205.
2. В.А. Николаенко, Е.А. Красиков, Ю.А. Николаев Влияние плотности потока нейтронов на радиационное охрупчивание материалов корпусов ВВЭР-440/213. Атомная энергия, том 97, вып.3, август 2004 г., стр.177-182.
3. R. Gerard, A. Fabry, J. Van de Velde. In-service Embrittlement of the Pressure Vessel Welds at the Doel I and II NPPs. ASTM STP 1270; D. Gelles, R. Nanstad, Eds.; ASTM, West Conshohocken, PA 1996, pp. 294-319.
4. N. Soneda. Multiscale Computer Simulations and Predictive Modeling of RPV Embrittlement. In: "Materials for Generation IV Nuclear Reactors" (MATGEN-IV) - International Symposium. Cargese, Corsica, 2007, pp.104-111.
5. L. Debarberis, A. Ballesteros. Radiation embrittlement of Spanish NPP base metals and welds; mechanistic interpretation of available surveillance data. IAEA Specialists Meeting on Irradiation Effects and Mitigation in Reactor Pressure Vessels and Internals. Gus Khrustalny, Russia 24-28 May 2004.

**ИЗМЕНЕНИЕ СВОЙСТВ ПОВЕРХНОСТНОГО СЛОЯ  
АЛЮМИНИЕВОГО СПЛАВА В95 пчТ2 ПОД ВОЗДЕЙСТВИЕМ  
ПОТОКОВ ГАЗО-МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ ПЛАЗМЫ**  
*PROPERTY CHANGE IN THE SURFACE LAYER OF V95pchT2 ALUMINUM  
ALLOY UNDER THE INFLUENCE OF GAS-METAL PLASMA STREAMS*

**В.В. Плихунов** – д.т.н., **Л.М. Петров** – д.т.н., **Ю.С. Румянцев** – к.т.н.

Открытое акционерное общество «Национальный институт авиационных технологий»,  
127051, Москва, Петровка, 24  
*e-mail: plm@niat.ru*

**Abstract.** The paper presents evaluation of property change in V95pchT2 aluminum alloy under the influence of gas-metal plasma. Dependence of the property change of the surface layer being treated on the process conditions has been established.

**Keywords:** V95pchT2 aluminum alloy, surface layer plasma treatment, metal-gas plasma.

**Аннотация.** В работе проведена оценка изменения свойств алюминиевого сплава В95пчТ2 под воздействием потоков газо-металлической плазмы. Установлена зависимость изменения свойств обрабатываемого поверхностного слоя от режимов обработки.

**Ключевые слова:** алюминиевого сплава В95пчТ2, плазменная обработка поверхностного слоя, газо-металлическая плазма.

Технологические воздействия потоков газо-металлической плазмы в процессах вакуумной ионно-плазменной (ВИП) обработки, связанные с формированием упрочняющих поверхностных модифицированных диффузионных слоев и покрытий можно охарактеризовать как процессы, обеспечивающие живучесть конструкций и повышающие работоспособность конструкционных металлических материалов (КММ). Воздействуя на обрабатываемую поверхность, потоки газо-металлических плазм различных составов и энергий формируют этапы технологических процессов и свойственную этим этапам структуру и свойства. Об эффективности осуществления этапов процессов очистки, активации, качестве формируемой поверхности, а также качестве диффузионных процессов можно судить по оценке энергетического состояния поверхности (ЭСП), изменению величины приведенного поверхностного потенциала (ППП), а также параметрами поверхностного слоя связанными с значениями микротвердости, химического состава, шероховатости. Эти параметры позволяют оценить и качество осуществления технологических этапов связанных с диффузионным модифицированием поверхностного слоя и прохождением поверхностных реакций.

Высокая химическая активность поверхностного слоя алюминиевых сплавов значительно сокращает количество металлических элементов, способных формировать металлические плазменные потоки участвующие в процессах их упрочнения с сохранением последующей их работоспособности под воздействием внешней среды. Поэтому, наиболее целесообразно, для алюминиевых сплавов, применять режимы и композиции на основе элементов газо-металлической плазмы (аргон, азот, алюминий), позволяющих активно воздействовать на обрабатываемую поверхность, изменяя её характеристики и свойства.

Первичные технологические инструментальные воздействия, в процессах изготовления деталей, изменяют структурное и фазовое состояние обрабатываемого поверхностного слоя, изменяя его поверхностную микротвердость, микрогеометрию (значения шероховатости, ориентацию следов обработки и др.), элементный поверхностный состав, что способствует формированию остаточных напряжений,

влияющих на работоспособность деталей. Формируемые структуры и реализуемый комплекс свойств определяют перечень объективно-контролируемых характеристик поверхностного слоя, включающих контроль изменений: химического состава поверхностного слоя, его шероховатость, энергетическое состояние, поверхностную микротвердость, уровень остаточных напряжений, что оценивает последующую эксплуатационную работоспособность создаваемых поверхностей [1,2].

Послойный анализ химического состава поверхностного слоя образцов из сплава В95 пчТ2, проведённые на спектрометре тлеющего разряда GDS 850А показал, что изменение содержания химических элементов поверхностного слоя при изготовлении деталей зависит от материала рабочего тела инструмента и состава применяемых охлаждаемых жидкостей. Процесс фрезерования поверхности алюминиевого сплава привел к образованию на поверхности повышенной концентрации углерода с градиентным распределением его на глубину 0,1 мкм, что связано, по-видимому, с адсорбционными процессами при обработке.

Последующие процессы взаимодействия потоков газовой плазмы аргона и азота, а также потока алюминиевой плазмы с обрабатываемой поверхностью сплава В95 пчТ2 на этапах ВИП обработки связан с изменением химического состава обрабатываемой поверхности в процессе удаления адсорбированных элементов и оксидов. Осуществляемое взаимодействие очищенной поверхности с элементами газовой и металлической плазмы на этапе модифицирования и осаждения покрытия на основе оксинитридно-алюминиевых композиций, изменяет соотношение легирующих элементов в поверхностном слое, что способствует прохождению плазмохимических реакций. Сплав В95пчТ2 относится к системе Al-Zn-Mg-Cu и оксидная пленка на поверхности формируется с участием всех элементов находящихся на поверхности. Обработка газо-металлической плазмой аргон-азот-алюминий способствовало обогащению поверхностного слоя азотом и изменению структуры поверхностного слоя, в зависимости от величины опорного напряжения.

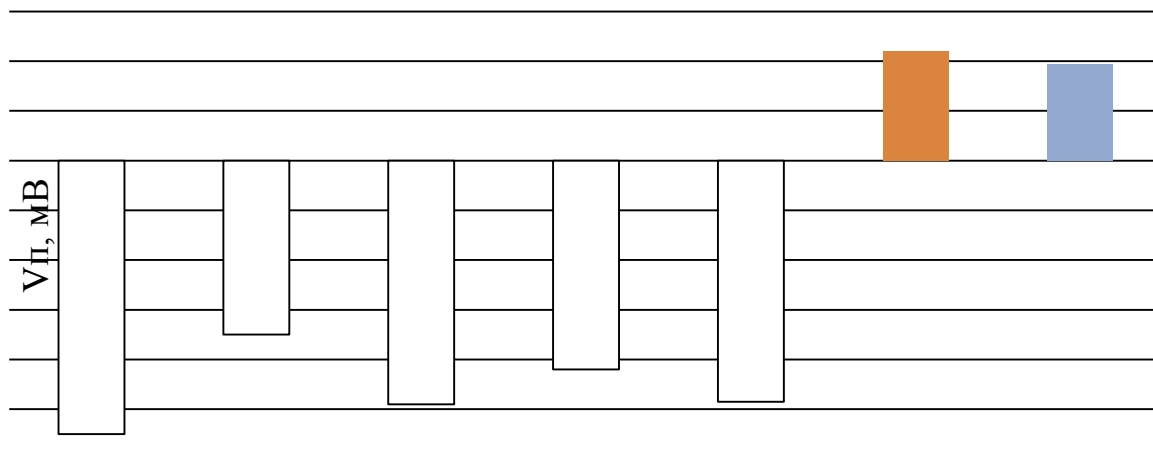


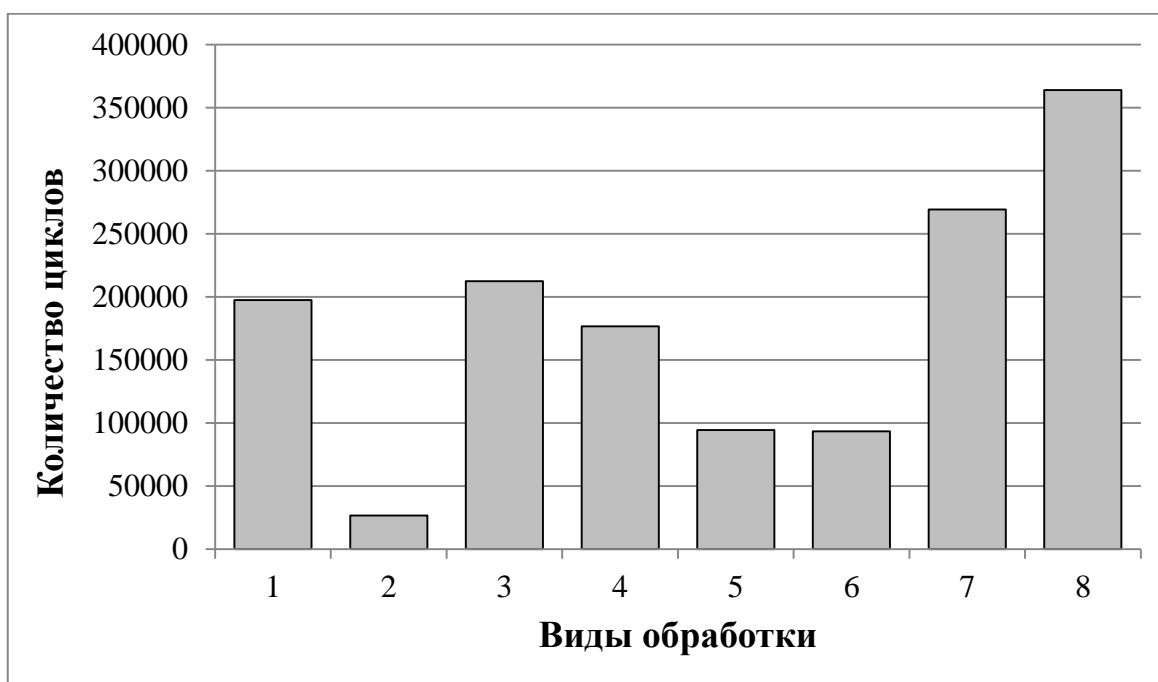
Рис. 1. Характер изменения величины приведённого поверхностного потенциала  $V_p$  сплава В95 пчТ2 после различных режимов упрочняющей ВИП обработки.

Структурные изменения поверхностного слоя сплава В95пчТ2 в процессе ВИП обработки приводят к изменению энергетического состояния поверхности, зависящего от режима упрочняющей поверхностной обработки. Оценка энергетического состояния поверхности по изменению величины приведённого поверхностного потенциала на различных этапах технологических воздействий, позволяет оценить эффективность осуществления технологических этапов в процессах ВИП обработки и качество создаваемых упрочнённых модифицированных слоёв.

Характер изменений энергетического состояния поверхности сплава В95пчТ2,

оцениваемое величиной значений приведённого поверхностного потенциала в зависимости от режимов технологических воздействий в процессах ВИП обработки, приведен на рис. 1. Показано, что процесс взаимодействия плазменных потоков с обрабатываемой поверхностью сплава В95пчТ2 имеет сложный характер и связан не только с изменением величины энергетического состояния поверхности, но и переходом её из отрицательной области значений в положительную область. Такое изменение энергетического состояния поверхности связано с тем, что результатом взаимодействия газо-плазменного потока с поверхностью сплава В95пчТ2 является образование модифицированного слоя и сложного оксида.

Формирование поверхностного модифицированного слоя с наличием сложных оксидных и оксинитридных соединений способствует повышению значений поверхностной микротвердости. Значения поверхностной микротвердости сплава В95пчТ2, от режимов технологических воздействий. Процесс взаимодействия плазменных потоков с обрабатываемой поверхностью носит однородный характер и создает равномерное повышение значений поверхностной твердости в зависимости от режимов обработки. Наибольший эффект повышения поверхностной твердости отмечается при воздействии потока аргоно-азотно-алюминиевой плазмы, когда на поверхности формируются нитридные соединения.



1 – фрезерование; 2 – фрезерование + протирка бензином; 3 - фрезерование + ионное травление Ar 200эВ; 4 – фрезерование + ионное травление Ar 300эВ; 5 – режим 3 + обработка плазмой Ar-Al опорное напряжение 0В; 6 – режим 3 + обработка плазмой Ar-Al опорное напряжение 20В; 7 – режим 3 + обработка плазмой Ar-N-Al опорное напряжение 0В; 8 – режим 3 + обработка плазмой Ar-N-Al опорное напряжение 20В.

*Рис. 2 Изменения усталостных характеристик (изгиб с вращением) сплава В95пч Т2 после различных режимов упрочняющей ВИП обработки.*

Упрочнение поверхностного слоя за счет диффузионного внедрения азота в обрабатываемую поверхность сплава В95пчТ2 и создания на основе этого сжимающих напряжений способствует повышению усталостных характеристик этого сплава. Проведённые испытания на изгиб с вращением в области малоциклового усталости проводимые на установке LFM-UBM2-100Nm фирмы Walter+Bai AG, согласно ГОСТ 15.101-98 и ГОСТ 25.502-79 при симметричном знакопеременном цикле с частотой 50Гц при напряжении  $0,4\sigma_b$  полностью это подтвердили, рис. 2.

Обработка поверхности низкоэнергетической плазмой аргона (режимы 3 и 4)

практически не оказывает значительных воздействий на поверхностную структуру сплава В95пчТ2, удаляя оксидные плёнки с поверхности, и значения усталостных характеристик практически близки к значениям после фрезерования. В тоже время удаление адсорбированных загрязнений протиркой бензином (режим 2) способствовало значительному сокращению числа циклов до разрушения. Связано это, по-видимому, с тем, что образование на поверхности сильно выраженного оксида приводит к резкому снижению усталостных характеристик.

Этот вывод подтверждается и обработкой поверхности образцов сплава В95пчТ2 плазмой Ar-Al по режимам 5 и 6. Обработка по этим режимам приводит к образованию мощного оксида в процессе осаждения алюминиевой плазмы в потоке плазмы аргона, что приводит к снижению количества циклов до разрушения по сравнению с образцами в исходном состоянии (фрезерная обработка) в 2 раза. Обработка поверхности в потоке плазмы Ar-N-Al по режимам 7 и 8 сопровождается обогащением поверхностного слоя азотом, что сдерживает процесс образования на поверхности оксидной плёнки, при этом количество циклов до разрушения увеличивается почти в два раза.

### **Литература**

1. Плихунов В.В., Петров Л.М., Иванчук С.Б., Инновационные технологии поверхностной вакуумной ионно-плазменной обработки - эффективный способ повышения работоспособности изделий авиационной техники, Научные труды III-й Международной научной конференции «Фундаментальные исследования и инновационные технологии в машиностроении», Москва, Россия, 13-15.05.2014, с.250-253
2. Петров Л.М., Плихунов В.В., Определение энергетического состояния поверхности конструкционных металлических материалов после технологических воздействий. Авиационная промышленность № 1, с. 22-27, 2012 г.
3. 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.
4. Плихунов В.В., Петров Л.М., Вакуумная ионно-плазменная обработка - эффективный способ улучшения наследственности поверхностного слоя конструкционных металлических материалов авиационной техники, Труды 21-ой Всероссийской научно-технологической конференции с международным участием «Вакуумная техника и технология - 2014», г.Санкт-Петербург, Россия, 17-19.06.2014 г, с.108-111.

**СЕКЦИЯ 6.**  
**Структура, прочностные и**  
**технологические свойства**  
**материалов со специфическими**  
**свойствами**

**СТРУКТУРА И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА  
КОМПАКТНОГО МАТЕРИАЛА, ПОЛУЧЕННОГО  
КОНСОЛИДАЦИЕЙ НАНОСТРУКТУРИРОВАННОГО ПОРОШКА**  
*STRUCTURE AND PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES  
COMPACTED MATERIAL OBTAINED BY CONSOLIDATION OF  
NANOSTRUCTURED POWDERS*

**А.В. Аборкин**<sup>1</sup> – к.т.н., доцент, **А.И. Залеснов**<sup>2</sup> – к.т.н., главный технолог, **Д.М. Бабин**<sup>1</sup> – ассистент, **А.В. Соболюков**<sup>1</sup> – магистрант

<sup>1</sup>Владимирский государственный университет имени Александра Григорьевича и Николая Григорьевича Столетовых

<sup>2</sup>ООО НПО ВОЯЖ

*e-mail aborkin@vlsu.ru*

**Abstract.** The data of the study of structural and phase composition and physico-mechanical properties of the consolidated nanostructured powders based on aluminum. The estimates of the impact of the coefficient of stiffness of the state of stress and deformation degree on the density of the samples. The powder obtained by the method of processing in a planetary ball mill. The consolidation was carried out by precipitation in the shroud (C+q experiments).

**Key words:** nanostructure, powder, density, coefficient of stiffness of the stress state.

**Аннотация.** Представлены данные изучения структурно-фазового состава и физико-механических свойств консолидированного наноструктурированного порошка на основе алюминия. Получены оценки влияния коэффициента жесткости напряженного состояния и степени деформации на плотность полученных образцов. Порошок получен методом обработки в шаровой планетарной мельнице. Консолидацию проводили методом осадки в бандаже (C+q опыты).

**Ключевые слова:** наноструктура, порошок, плотность, коэффициент жесткости напряженного состояния.

Существуют различные способы получения наноструктурного состояния в объеме материала. Наибольшее распространение получили два способа. Первый состоит в консолидации нанопорошков или наноструктурированных порошков [1-6]. Второй основан на измельчении микроструктуры до наноразмеров в объеме образцов с использованием методов интенсивной пластической деформации [7-12].

Для разработки эффективных технологических схем консолидации давлением нанопорошков или наноструктурированных порошков, обеспечивающих получение компактного материала с заданными свойствами, необходимо получение данных о влиянии коэффициента жесткости напряженного состояния и степени деформации на процесс залечиваемости повреждений при деформационной обработке.

Целью настоящей работы является изучение влияния термомеханического фактора на структуру и физико-механические свойства компактного материала, полученного консолидацией наноструктурированного порошка Al-2Mg.

**Описание оборудования и методик проведения исследований**

Наноструктурирование исходного материала, представляющего собой гранулы глобулярной формы диаметром 1...2 мм из алюминиевого сплава Al-2Mg, проводили путем обработки в шаровой планетарной мельнице с применением поверхностно активных веществ (стеариновая кислота 1% вес.). Для размолва использовали стальные шары диаметром 10 мм при соотношении массы загружаемых компонентов к массе мельящих тел 20:1. Обработку проводили при частоте вращения водила  $\omega=600$  об/мин. Общее время механической обработки составляло 6 часов.



Изучение морфологии полученных порошков проводили методами оптической и сканирующей электронной микроскопии с помощью микроскопов Optika B-600MET и Quanta 200 3D соответственно.

Исследования структурно-фазового состава полученных некомпактных композиционных материалов проводили с помощью метода рентгеноструктурного анализа. Для этого использовали установку PANalytical Empyrean. Изучение тонкой структуры полученных гранул проводили с помощью просвечивающего электронного микроскопа JEM-2010.

Консолидацию полученных наноструктурированных гранул проводили методом осадки в бандаже на гидравлическом прессе П6334 при температуре 300...450°C.

Измерение плотности консолидированных образцов проводили методом гидростатического взвешивания. Физико-механические свойства полученных образцов определяли в ходе испытаний на сжатие с помощью электромеханической универсальной испытательной машины WDW-100E, что позволило провести запись диаграммы нагружения в режиме реального времени.

### Полученные результаты и их обсуждение

После обработки исходной шихты в шаровой планетарной мельнице получены гранулы различной формы размером 2...3 мм. Рентгеноструктурный анализ полученных гранул показал, что фазовый состав гранул, в целом, аналогичен исходному матричному материалу Al-2Mg. Однако, отмечено уширение и смещение основных пиков алюминия и пиков интерметаллидных фаз, что объясняется уменьшением областей когерентного рассеяния и изменением параметра решетки ввиду увеличения концентрации твердого раствора легирующих элементов в решетке алюминия. Изучение микроструктуры гранул, выполненное с помощью оптической микроскопии, показывает, что гранулы представляют собой сваренные агрегаты размером 30...200 мкм. На рис. 1 представлено темнопольное изображение тонкой структуры полученных гранул. Видно, что тонкая структура неоднородна, размер кристаллитов изменяется в широком диапазоне от нескольких десятков до сотен нанометров.

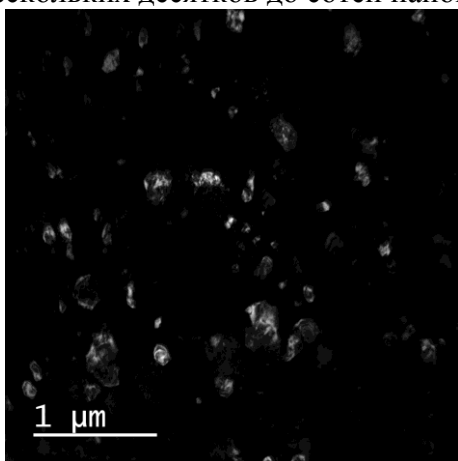


Рис. 1. ПЭМ – изображение структуры гранул

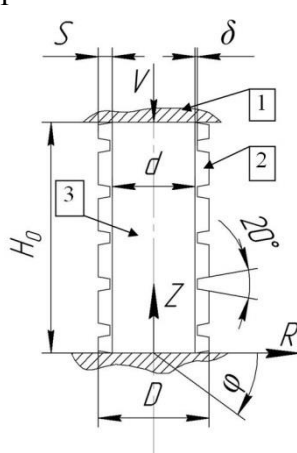


Рис. 2. Схема к расчету осадки в бандаже: 1 – плоские бойки, 2 – бандаж с кольцевыми проточками, 3 – заготовка

#### Буквенные обозначения:

$H_0$  – начальная высота заготовки;  
 $D$  – диаметр бандаж;  
 $d$  – диаметр цилиндрической заготовки;  
 $V$  – скорость осадки;  
 $S$  – ширина бандажной стенки;  
 $\delta$  – толщина перемычки между соседними кольцами бандаж;  
 $Z, R, \varphi$  – полярные координаты.

Таким образом, полученные гранулы представляют собой сваренные агрегаты, состоящие из более мелких агломератов, представляющих собой совокупность наноразмерных кристаллитов.

Далее было проведено многовариантное математическое моделирование процесса осадки в бандаже (С+q опыты) с помощью программного комплекса DEFORM-3D. Результаты расчетов позволили обосновать выбор материала для изготовления бандажей и определить их рациональную геометрию. Получены оценки влияния материала и геометрии бандажей, температуры осадки и степени деформации на коэффициент

жёсткости напряжённого состояния.

При расчетах цилиндрической заготовке соответствовали свойства сплава АМг2, а бандажу – Д16. Постоянными параметрами численного эксперимента являлись: скорость осадки  $V = 50$  мм/с, диаметр заготовки  $d = 18$  мм, толщина перемычки между соседними кольцами бандажа  $\delta = 0,5$ , начальная высота заготовки  $H_0 = 50$  мм. К варьируемым параметрам относили температуру системы в процессе осадки  $\theta$ , степень деформации заготовки  $\varepsilon$  и толщину стенки бандажа  $S$ .

Температуру системы при расчетах принимали 20, 300 и 450°C. Степень деформации  $\varepsilon$  определяли величиной осадки образца  $\varepsilon = \ln(H_0/H)$ . Расчеты выполняли до достижения  $\varepsilon$  величины 20 и 40%. Толщину стенки бандажа  $S = (D - d)/2$  в расчетах изменяли в диапазоне 3...8 мм. После расчетов изучали изменение показателей напряженно-деформированного состояния, на основе которых вычисляли значения коэффициент жёсткости напряжённого состояния  $\eta$  для каждого варианта расчета. Коэффициент жесткости напряженного состояния рассчитывали как  $\eta = 3\sigma/\sigma_u$ , где  $\sigma$  – среднее напряжение (гидростатическое давление);  $\sigma_u$  – интенсивность напряжений.

На рис. 3 представлены графические зависимости отражающие влияние  $d/D$  на коэффициент жесткости напряженного состояния при разных степенях деформации.

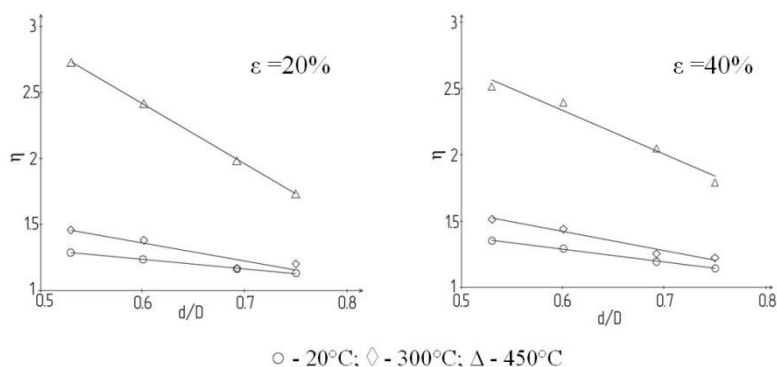


Рис. 3. Влияние технологических и геометрических параметров процесса осадки в бандаже на коэффициент жесткости напряженного состояния

Предварительное уплотнение гранул в бандаже производили с помощью ручного винтового пресса. Далее проводили нагрев бандажей в печи в течение 30 минут до температуры 300...450°C. Осадку проводили до степени деформации 51,1% и 69,3%. Необходимо отметить, что осадка образцов при температуре ниже 450°C и коэффициенте жесткости напряженного состояния менее 2,4, не позволила провести консолидацию образцов, обеспечивающую прочность необходимую для дальнейшей механической обработки. Результаты измерения плотности консолидированных образцов представлены в таблице 1.

Таблица 1

Номер образца	Коэффициент жесткости напряженного состояния	Температура осадки, °C	Степень деформации, %	Плотность, г/см <sup>3</sup>	Относительная плотность, %
2	2,6	450	69,3	2,68	99,5
4	2,6	450	51,1	2,61	96,8
7	2,4	450	69,3	2,68	99,7
5	2,4	450	51,1	2,56	94,9

На рис. 4 представлены диаграммы деформирования образцов при сжатии, дающие представление об физико-механических свойствах консолидированных образцов.

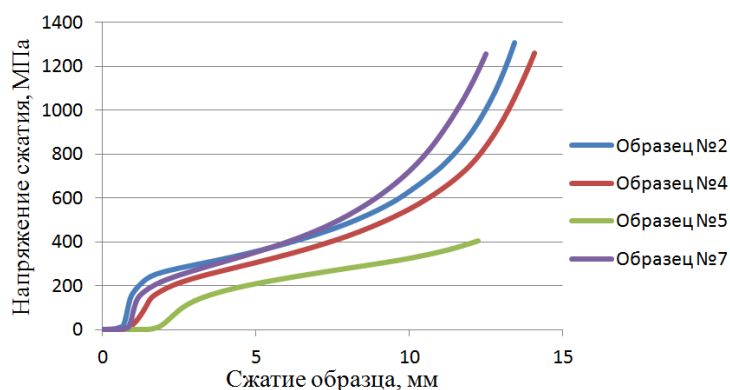


Рис. 4. Диаграммы деформирования образцов при сжатии

Сравнительный анализ полученных кривых показывает, что коэффициент жесткости напряженного состояния и степень деформации оказывают существенное влияние на физико-механические свойства консолидированных образцов.

*Исследование выполнено при финансовой поддержке РФФИ в рамках научного проекта 15-08-08032 а.*

### Литература

1. Алымов М.И. Порошковая металлургия нанокристаллических материалов. М. Наука. 2007. 169 с.
2. Лякишев Н.П., Алымов М.И. Наноматериалы конструкционного назначения // Российские нанотехнологии. 2006. Т.1. №1-2. С. 71-80.
3. Бербенцев В.Д., Алымов М.И., Бедов С.С. Консолидация нанопорошков методом газовой экструзии // Российские нанотехнологии. 2007. Т. 2. №7-8. С.116-120.
4. Алымов М.И., Епишин А.И., Нольце Г., Линк Т., Бедов С.С., Анкудинов А.Б.. Электронно-микроскопическое исследование структуры компакта, экструдированного из нанопорошка никеля // Российские нанотехнологии. 2007. Т.2. №3-4, с.124-129.
5. Аборкин А.В., Евдокимов И.А., Ваганов В.Е., Алымов М.И., Абрамов Д.В., Хорьков К.С. Влияние режима механической активации на морфологию и фазовый состав наноструктурированного композиционного материала Al-2Mg-nC // Российские нанотехнологии. 2016. № 5-6. С. 30-36.
6. Аборкин А.В., Елкин А.И., Бабин Д.М. Особенности изменения энергосиловых параметров, температуры и гидростатического давления при непрерывном прессовании некомпактного алюминиевого материала // Известия вузов. Цветная металлургия. 2015. №6. С. 23-29.
7. Валиев Р.З., Александров И.В. Наноструктурные материалы, полученные интенсивной пластической деформацией. М. Логос. 2000. 272 с.
8. Андриевский Р.А., Рагуля А.В. Наноструктурные материалы. М. Академия. 2005. 192 с.
9. Семенова И.П., Рааб Г.И., Валиев Р.З. Наноструктурные титановые сплавы: новые разработки и перспективы применения // Российские нанотехнологии. 2014. Т.9, №5-6, С. 84-95.
10. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Бербенцев В.Д., Бугаков В.И., Жиляев С.В., Кугультинов С.Д. Высокотемпературная газовая экструзия как перспективный способ получения заготовок из инструментальных сталей // Металлург. 2015. № 12. С. 58-62.
11. Ваганов В.Е., Аборкин А.В., Алымов М.И., Бербенцев В.Д. Современное состояние и перспективы развития высокотемпературной газовой экструзии для получения прутков тонкого сечения труднодеформируемых сплавов, в том числе в наноструктурированном состоянии // Металлы, 2015. №5. С. 67-74.
12. Аборкин А.В., Бабин Д.М., Захаров А.А. Влияние числа проходов при равноканальном угловом прессовании на эксплуатационные свойства алюминиевого сплава // Материаловедение. 2013. № 11. С 33-38.

## АДГЕЗИЯ И КОГЕЗИЯ ГАЗОДИНАМИЧЕСКИХ ПОКРЫТИЙ ADHESION AND COHESION OF GASDYNAMIC COVERINGS

В.Е.Архипов – к.т.н., в.н.с., А.В.Балашова – н.с., А.Ф.Лондарский – к.т.н., с.н.с.,  
Г.В.Москвитин – д.т.н., зав. лаб., М.С.Пугачев – н.с.

ИМАШ РАН

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

**Abstract.** Results of research durability coupling with a substrate from steel and the cohesive durability of coverings copper, aluminum, zinc and nickel applied with a gasdynamic dusting are given. Dependence of mechanical characteristics on air stream temperature is revealed. The covering of copper has durability coupling with a substrate to 48 MPa, and a covering of zinc and aluminum size not less than 30 MPa and 35 MPa respectively. Cohesive durability of a covering aluminum reaches 190 MPa and copper 175 MPa, and coverings of zinc and nickel is in an interval 91-95 MPa and 64-72 MPa respectively.

**Key words:** gasdynamic dusting, adhesion covering, cohesion covering, bayonet method.

**Аннотация.** Приведены результаты исследования прочности сцепления с подложкой из стали и когезионной прочности покрытий меди, алюминия, цинка и никеля, нанесённых газодинамическим напылением. Выявлена зависимость механических характеристик от температуры потока воздуха. Покрытие меди имеет прочность сцепления с подложкой до 48 МПа, а покрытие цинка и алюминия величину не менее 30 МПа и 35 МПа соответственно. Когезионная прочность покрытия алюминия достигает 190 МПа и меди 175 МПа, а покрытия цинка и никеля находится в интервале 91-95 МПа и 64-72 МПа соответственно.

**Ключевые слова:** газодинамическое напыление, адгезия покрытия, когезия покрытия, штифтовой метод.

Модификация поверхности железоуглеродистых сплавов нанесением покрытий различного назначения является эффективным направлением повышения ресурса конструкций и изделий, работающих в условиях воздействия агрессивной среды и нагрузок. Механическое воздействие может приводить к возникновению в покрытии напряжений, направленных по касательной к поверхности или перпендикулярно к ней. При этом, нанесённый слой металла может оторваться от подложки или деформироваться и разрушиться, что приведёт к преждевременному выходу из эксплуатации как дорогостоящего оборудования, так и конструкций. Поэтому, в соответствии с требованиями нормативных документов проводятся исследования свойств покрытий для оценки соответствия их качества условиям эксплуатации.

Исследование способности покрытий, нанесённых газодинамическим напылением, сопротивляться разрушению под воздействием различных нагрузок является актуальной научной и технологической задачей. Качество наносимых покрытий оценивают по двум параметрам, а именно – прочности сцепления нанесённого металла с основой (адгезия) и когезионной прочности металла покрытия (когезия).

Эксперименты по напылению покрытий никеля, меди, алюминия и цинка на поверхность образцов из стали 40Х проводятся с использованием газодинамической установки модели «ДИМЕТ – 404». Механическая смесь мелкодисперсных порошков пластичных металлов (Ni, Cu, Al, Zn) и твёрдых хрупких частиц корунда (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) применяется для нанесения покрытия в состоянии поставки [1, 2].

При газодинамическом напылении на поверхности цилиндрического образца формируется покрытие в форме сегмента окружности шириной до 6мм (рис.1). Толщина слоя на краю покрытия составляет 25-30 мкм.

После смещения слоя металла и исследования состояния поверхности образцов, результаты испытания интерпретируются как прочность сцепления материала покрытия с подложкой или когезионная прочность [3-6]. Если на поверхности наблюдаются следы - остатки покрытия, суммарная площадь которых составляет менее 50% от нанесённого покрытия, то результаты испытания представляются как адгезия покрытия с подложкой. При наличии на образце покрытия по всей площади нанесения или в случае, когда суммарная площадь оставшегося покрытия занимает более 50% площади нанесённого слоя металла, то результаты интерпретируют как когезионную прочность металла покрытия при испытании на срез.

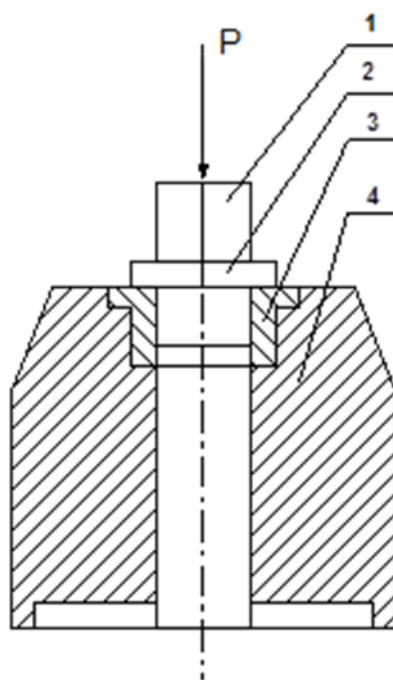


Рис. 1 Принципиальная схема испытания покрытия методом сдвига: 1-образец, 2-покрытие, 3-матрица, 4-корпус

Для проведения испытаний на когезионную прочность покрытия был предложен собственный вариант образца, где две симметричные части фиксируются с помощью центрирующей втулки и «жестко» соединяются за счёт шпильки и гаек (рис.2).

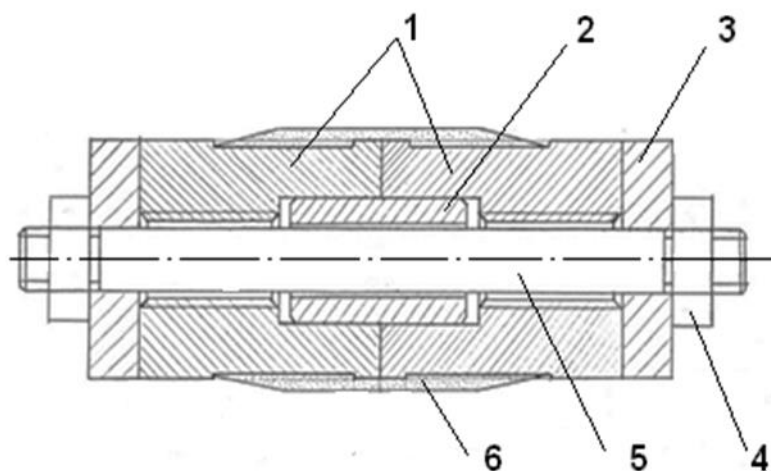


Рис. 2 Образец для испытания при растяжении покрытия «методом кольцевого отрыва»: 1 – части образца, 2 – центрирующая втулка, 3 – уплотнительная шайба, 4 – гайка, 5 – шпилька, 6 – покрытие.

На поверхность образца наносится покрытие с последующей обработкой его лезвийным инструментом до получения необходимой толщины слоя металла. После этого образец освобождается от соединения шпильками и в технологические отверстия закручиваются элементы для закрепления его в захватах испытательной машины для испытаний на разрыв.

Исследование поверхности образцов после смещения покрытия меди показало, что во всех случаях площадь металла покрытия занимает менее 50% и результаты можно интерпретировать как прочность сцепления покрытия с подложкой (рис.3). Поверхность образцов после испытания представляет систему точек красного цвета и только у образца с покрытием меди, нанесённым при 540°C, по краям слоя присутствуют сплошные участки металла шириной до 1,8 мм, где наблюдаются полосы сдвига. Прочность сцепления покрытия меди с основой существенно возрастает с 17 МПа до 48 МПа при увеличении температуры процесса с 180°C до 540°C.

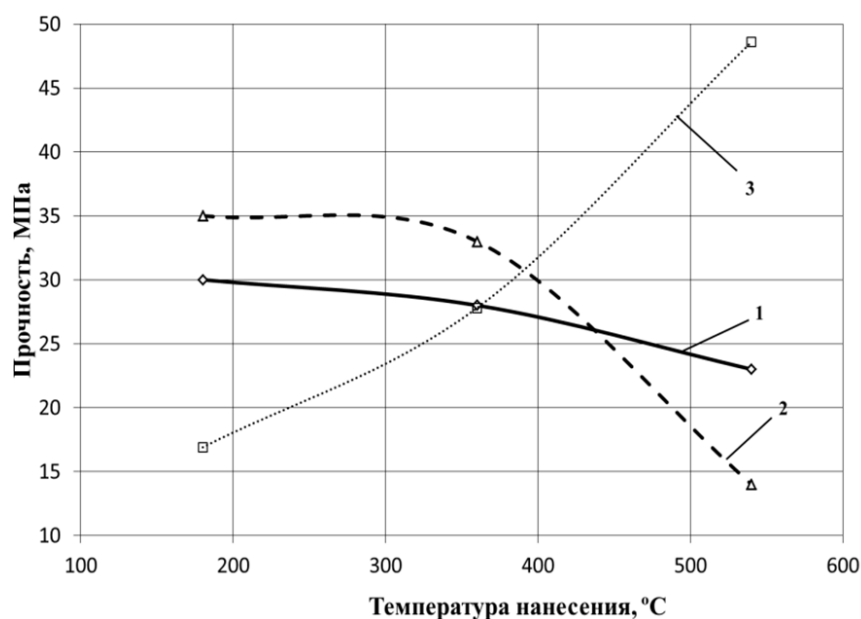


Рис. 3 Результаты при испытании на сдвиг покрытия: алюминия (1), цинка (2) и меди (3)

Исследование поверхности образцов с нанесённым покрытием алюминия и цинка после испытания и полного смещения нанесённого слоя металла показало наличие на поверхности сплошного слоя цинка и алюминия по всей площади нанесения покрытия. В таком случае, полученные результаты следует интерпретировать как когезионную прочность металла покрытия при испытании на срез (сдвиг). Величина когезии покрытия цинка и алюминия снижается при увеличении температуры напыления. Когезионная прочность покрытия цинка при напылении с температурой потока воздуха 180°C и 360°C составляет порядка 35 МПа. Повышение температуры потока воздуха до максимальной 540°C сопровождается снижением когезионной прочности металла до 14 МПа. У покрытия алюминия когезионная прочность металла несколько ниже (27-30 МПа) и её снижение при увеличении температуры напыления не столь значительно до 23 МПа. Прочность сцепления покрытия цинка и алюминия с подложкой составляет не менее 35 МПа и 30 МПа соответственно.

Когезионная прочность покрытия алюминия, полученная методом «кольцевого отрыва», при напылении с температурой потока воздуха 180°C достигает 190 МПа, что в 2 раза превышает объёмную прочность технически чистого алюминия.

Для покрытия меди прослеживается аналогичная зависимость когезионной прочности от температуры напыления. При минимальной температуре напыления 180°C когезия имеет величину порядка 175 МПа, что ниже, чем прочность технически чистой

меди (220-240 МПа).

Когезионная прочность покрытия цинка при увеличении температуры напыления с 270°С до 450°С меняется незначительно и возрастает с 91 МПа до 95 МПа. При этом, «жесткость» падает с 681 МПа/мм до 594 МПа/мм, а удлинение увеличивается с 0,135 мм до 0,160 мм. Повышение температуры напыления покрытия цинка сопровождается увеличением прочности и удлинения.

Когезионная прочность покрытия никеля при повышении температуры напыления возрастает с 64 МПа до 74 МПа. Удлинение, как и «жесткость» при повышении температуры напыления почти в четыре раза изменяет свою величину, а именно удлинение возрастает с 0,044 до 0,152мм, а жесткость снижается с 1695 МПа/мм до 473 МПа/мм. Повышение температуры напыления покрытия никеля сопровождается увеличением прочности и удлинения.

### **Выводы**

Прочность сцепления покрытия меди с подложкой из стали при испытании на сдвиг достигает 48 МПа, а алюминия и цинка составляет не менее 30 МПа и 35 МПа соответственно.

Когезионная прочность покрытия алюминия и цинка при испытании на срез (сдвиг) зависит от температуры напыления и находится в интервале 23-30 МПа и 14-35 МПа соответственно.

Когезионная прочность покрытия алюминия при растяжении достигает ≈190 МПа, что в два раза выше объемной прочности чистого алюминия. При повышении температуры напыления она снижается до уровня 53МПа, а удлинение («пластичность») при этом возрастает.

Когезионная прочность покрытия меди при растяжении достигает 175 МПа, что ниже объемной прочности технически чистой меди. При повышении температуры напыления она снижается до уровня 84МПа, а удлинение («пластичность») при этом возрастает.

Когезионная прочность покрытия цинка не существенно повышается с 91 МПа до 95 МПа при увеличении температуры напыления. При этом удлинение («пластичность») также увеличивается с 0,135 мм до 0,160 мм.

Когезионная прочность покрытия никеля повышается с 64 МПа до 72 МПа при увеличении температуры потока воздуха. Удлинение («пластичность») металла покрытия при этом увеличивается существенно с 0,044 мм до 0,152 мм.

Метод «кольцевого отрыва» можно рекомендовать для исследования когезионной прочности газодинамических покрытий.

### **Литература**

1. Димет. Применение технологии и оборудования. Режим доступа: <http://www.dimet-g.narod.ru/>. (дата обращения: 10.06.2016).
2. ГОСТ 28844-90. Покрытия газотермические упрочняющие и восстанавливающие. Общие требования. — Введ. 01-01-1992.— М.: Изд-во стандартов, 2004.— 11 с.
3. Определение прочности сцепления газотермических покрытий с основным. Методические рекомендации. МР 250-87. – М. ВНИИНМАШ, 1987, с.17.
5. Сравнительная оценка адгезии покрытий / В.Е. Архипов [и др.] // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. -2014.-№ 12.-С. 47-52.
6. Пат. 2571308 Российская Федерация, МПК G 01 N 19/04. Способ оценки адгезионной прочности порошковых металлических покрытий со стальной поверхностью / Москвитин Г.В., Архипов В.Е., Лондарский А.Ф., Мельшанов А.Ф., Пугачев М.С.; заявитель и патентообладатель ИМАШ РАН.— № 2014135775/28; заявл. 03.09.14; опубл. 20.12.15.

## ДИАГНОСТИКА ТКАНЫХ ЭЛЕКТРОНАГРЕВАТЕЛЕЙ НА ОСНОВЕ УГЛЕРОДНЫХ НИТЕЙ

### DIAGNOSIS TISSUE HEATERS ON THE BASIS OF CARBON FILAMENTS

Р.С. Ахметханов, д.т.н., заведующий лабораторией, Е.Ф. Дубинин, н.с.

А.А.Шульженко, к.т.н., с.н.с., М.Б.Модестов, н.с.

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН

**Abstract.** The report focuses on the question of diagnosis tissue heaters on the basis of carbon filaments. Diagnosis is made using imaging, allowing to obtain the thermal field generated by a carbon thread. Assessment of the homogeneity of the thermal field allows to evaluate the quality of the heating element and to detect the presence of damage.

**Key words:** tissue heaters, carbon threads, diagnosis, thermal fields, imager.

**Аннотация.** Доклад посвящен вопросу диагностики тканых электронагревателей на основе углеродных нитей. Диагностика проводится с помощью тепловизора, позволяющего получить тепловое поле, создаваемое углеродной нитью. Оценка однородности теплового поля позволяет оценить качество нагревательного элемента и выявить наличие повреждений.

**Ключевые слова:** тканые нагреватели, углеродные нити, диагностика, тепловые поля, тепловизор.

Все более широкое применение эластичных тканых электронагревателей, являющихся элементами энергосберегающих технологий, предполагает использование в качестве тепловыделяющих элементов самых разнообразных материалов: одножильных и многожильных металлических проволок, нитей различной плотности и структур и др. Особое место в этом спектре тепловыделяющих элементов играют углеродные (графитовые) нити. Их достоинствами являются высокая эластичность, способность выдерживать большую нагрузку на разрыв, электропроводность, способность долго работать при значительных токовых нагрузках и т.д. На рис. 1 показана углеродная нить. Углеродная нить представляет собой переплетенные пучки, состоящие из большого количества элементарных углеродных волокон – филаментов. Согласно техническим данным на углеродную нить УВИС-НШ-215 [2] количество филаментов в сечении нити составляет ~ 3000.



Рис. 1. Углеродная нить

Углеродная нить в качестве тепловыделяющего элемента обычно используется не отдельно, а в составе электронагревательной ткани, в сочетании с другими углеродными нитями. К ткани предъявляются некоторые требования, которым должна отвечать электропроводная нить: улучшение нагревательных характеристик гибких нагревателей,



обеспечение равномерного нагрева поверхности ткани для увеличения комфорта потребителя, увеличение диапазона рабочей температуры и упрощение технологии ее производства.

При изготовлении электронагревательной ткани нити проходят все технологические этапы, связанные с изготовлением ткани. В ходе такой технологической обработки происходят отклонения параметров нити от первоначальных. Как было отмечено в [1] изменение электрических параметров в процессе обработки не превышает 10%. Также при эксплуатации углеродные нити могут претерпевать изменения: распушение, разрывы.

Суммарное тепловое поле углеродной нити полученной с помощью модели (однородный провод цилиндрической формы) показано на рис. 2. При расчете теплового поля, создаваемого углеродной нитью, как отмечалось выше, применялась цилиндрическая модель. При использовании цилиндрической модели обычно делается предположение, что диаметр филамента углеродной нити настолько мал, что можно пренебречь влиянием его на боковую поверхность нити. Также предполагалось, что нить скручена настолько плотно, что внутренняя часть нити представляет собой одно однородное пространство, то есть моделью нити может служить цилиндр. В реальности тепловое поле выглядит иначе (см. рис. 3). В данном тепловом поле учтено и тепловое перераспределение, вызванное эффектом Томсона.

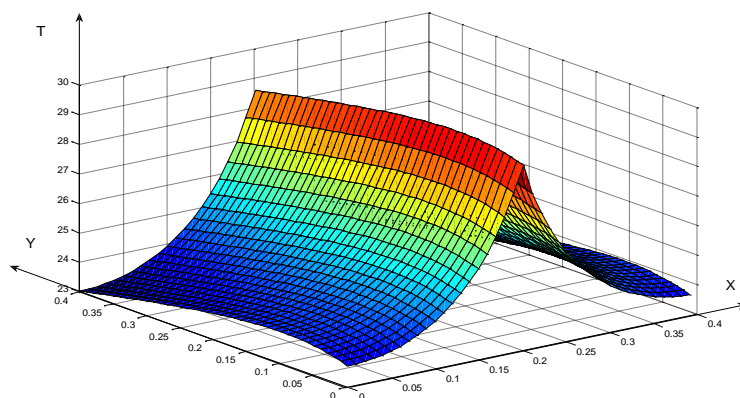


Рис. 2. Суммарное тепловое поле тепловыделяющего элемента на основе углеродной нити, полученное при модельных исследованиях

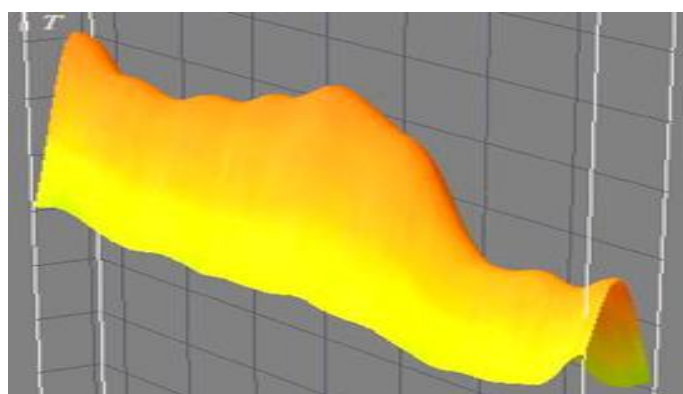


Рис. 3. Реальное суммарное тепловое поле тепловыделяющего элемента на основе углеродной нити

Рассмотрим пример диагностики тканого электронагревателя на основе углеродной нити. На рис.4 приведены характеристики теплового поля в процессе повышения напряжения, подаваемого на углеродную нить.

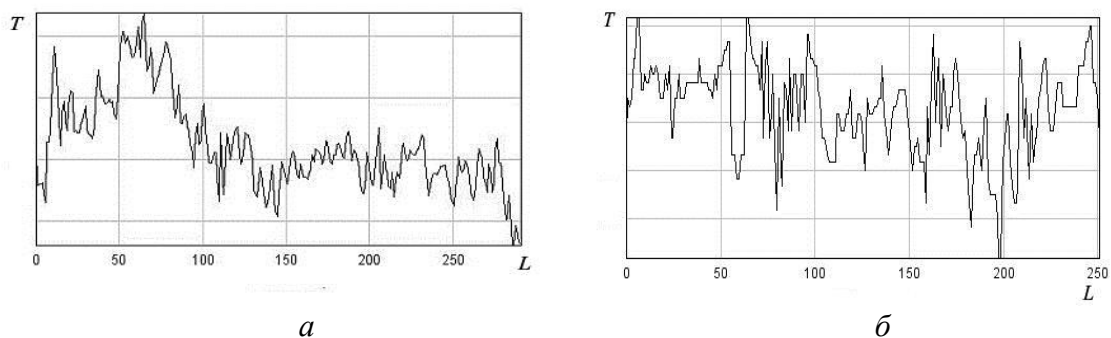


Рис.4. Профиль теплового поля при напряжении 6В (а) и 12В(б)

На рис. 5 приведено скелетное изображение теплового поля, показывающее неоднородность теплового поля (см. рис.2) по границам углеродной нити. Выделенная прямоугольная область показывает значительную неоднородность поля (наличие филаментов).

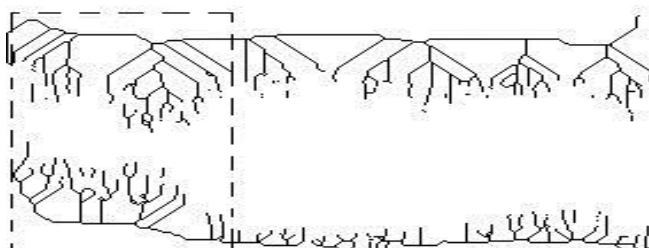


Рис.5. Неоднородность теплового поля

Характер неоднородности теплового поля можно оценить с помощью теории фракталов. Фрактальная размерность изображения позволяет указать на масштабные особенности распределения теплового поля [3]. На рис. 6 приведен мультифрактальный спектр изображения теплового поля. Максимальное значение фрактальной размерности  $d=1,3801$ . При мультифрактальном исследовании углеродной нити следует отметить и присутствующий перепад температур в начале и в конце нити, обусловленный проявлением эффекта Томсона.

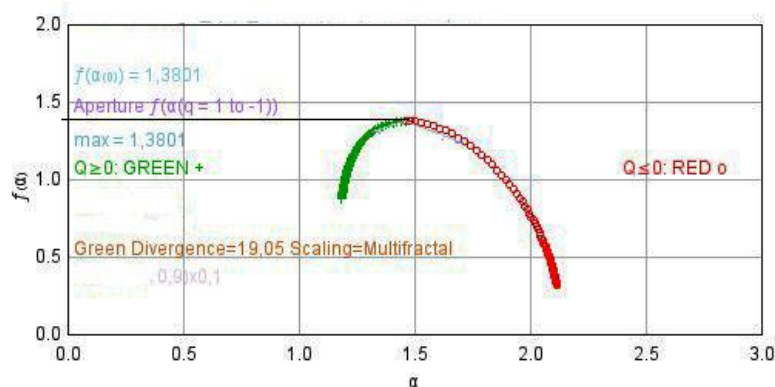


Рис.6. Мультифрактальная оценка теплового поля

Рассмотрим дефект – узел на углеродной нити (рис. 7а). В ходе проведенных экспериментов было определено, что в этом случае происходит существенный подъем температуры в месте расположения технологического узла на одной из углеродных нитей в нагревателе, из углеродных нитей, расположенных на некотором расстоянии друг от

друга рис. 7б.

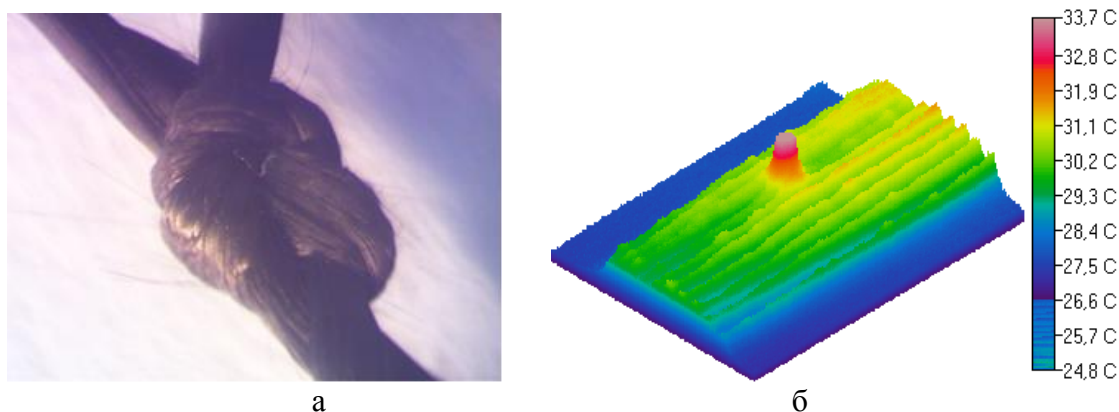


Рис. 7. Внешний вид углеродной нити в области узла (а) и распределение температуры на поверхности тканого нагревателя с углеродными нитями в качестве тепловыделяющих элементов, на одной из которых завязан технологический узел (б)

Таким образом, анализ суммарного теплового поля позволяет выявить в углеродной нити технологические дефекты, образованные в процессе технологической обработки, оценить появившиеся при эксплуатации повреждения.

Выявленные дефекты, образовавшиеся в процессе технологической обработки, позволяют внести коррективы в технологию изготовления тканых электронагревателей, позволяющие, если не убрать, то существенно снизить негативное воздействие на углеродную нить при ее технологической обработке.

Многоаспектное исследование позволяет более акцентированно выявить влияние различных физических процессов на формирование теплового поля углеродной нити.

### Список литературы

1. Шульженко А.А., Андрианов Н.А., Модестов М.Б., Мнев Б.А. Особенности расчета тканого нагревателя с углеродными электропроводными нитями // Проблемы машиностроения и надежности машин, 2010. № 6.- С. 93.
2. Шульженко А.А., Модестов М.Б., Мнев Б.А. Расчет теплового поля тканого нагревателя со сплошным расположением высокоомных нитей // Проблемы машиностроения и надежности машин, 2009. № 5.- С. 112-117.
3. Ахметханов Р.С. Применение вейвлет-анализа и теории фракталов в исследовании изображений микрошлифов. Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2015. Т. 81. № 3. С. 31-37.

**МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ГЕОМЕТРИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ ПОКРЫТИЙ ПРИ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКЕ С ПОМОЩЬЮ МЕТОДА ПОЛНОГО ФАКТОРНОГО ЭКСПЕРИМЕНТА**  
*MATHEMATICAL MODELING OF GEOMETRICAL PARAMETERS OF THE COATINGS DURING LASER CLADDING USING A METHOD OF FULL FACTORIAL EXPERIMENT*

**В.П.Бирюков**<sup>1</sup> – к.т.н, в.н.с, **А.А.Фишков**<sup>2</sup> – соискатель, н.с.

<sup>1</sup>Институт машиноведения имени А.А. Благонравова РАН, Москва, Россия;

<sup>2</sup>ГУП «Московский метрополитен»

e-mail: [Laser-52@yandex.ru](mailto:Laser-52@yandex.ru)

**Abstract.** In the present work the experiments on laser cladding of powder ФБХ6-2 on samples of steel 20. Metallographic studies of geometric parameters of deposited layers and the depth of the heat affected zone (HAZ). Using the method of full factorial experiment (PPE) mathematical dependences of the geometrical sizes of the deposited layers of processing modes. Deviation of calculated values from experimental data not more than 14.7%.

**Key words:** laser cladding, mathematical modeling, and processing modes.

**Аннотация.** В настоящей работе проведены эксперименты по лазерной наплавке порошка ФБХ6-2 на образцы из стали 20. Металлографическими исследованиями определены геометрические параметры наплавленных слоев, а так же глубина зоны термического влияния (ЗТВ). С помощью метода полного факторного эксперимента (ПФЭ) получены математические зависимости геометрических размеров наплавленных слоев от режимов обработки. Отклонение расчетных значений от экспериментальных данных не более 14,7%.

**Ключевые слова:** лазерная наплавка, математическое моделирование, режимы обработки.

**Введение.** В настоящее время в мире самое широкое применение находят лазерные технологии. Лазерный луч, как высококонцентрированный источник энергии при воздействии на металлические материалы способен придавать им уникальные механические и триботехнические свойства, достижение которых с применением традиционных методов термической обработки не представляется возможным. К несомненным преимуществам лазерной обработки можно отнести минимальное термическое воздействие на материал подложки, что в свою очередь позволяет четко регулировать химический состав наплавленного слоя за счет минимального перемешивания с основным металлом. Вместе с этим локальность термического воздействия обеспечивает сверхвысокие скорости нагревания и охлаждения присадочного материала. Кратковременность воздействия на обрабатываемый материал минимизирует изменение химического состава за счет практически полного отсутствия выгорания легирующих элементов. Применение на лазерных установках дополнительного оборудования с числовым программным управлением (ЧПУ) позволяет четко позиционировать лазерный луч. Чем достигается высокая степень автоматизации технологического процесса с обеспечением высокой точности обработки.

Вместе с этим, следует отметить, что оборудование и материалы для лазерной наплавки имеют высокую стоимость, вследствие чего, проведение большого количества экспериментов требует значительных материальных затрат.

Целями настоящих исследований было изучение влияния режимов лазерной обработки на геометрические параметры наплавленных слоев, а так же зону термического влияния при условии проведения минимального количества экспериментов. Получение

математических зависимостей, которые с определенной точностью позволяли прогнозировать изменение геометрии наплавленных слоев при изменении одного из параметров режима обработки или их комбинации.

**Материалы и методы исследований.** В наших экспериментах производилась лазерная наплавка плоских образцов из стали 20. Толщина образцов составляла 15 мм. Образцы перед наплавкой обезжиривались ацетоном ГОСТ 2768-84. В качестве наплавочного материала использовали порошок марки ФБХ6-2. Наплавочный порошок наносился подложку в виде обмазки. В качестве связующего вещества применяли водный раствор оксиэтилцеллюлозы. Толщина обмазки составляла 0,9 мм. После нанесения обмазки образцы подвергались сушке в муфельной печи при температуре 80°C в течение 30 минут.

Наплавка производилась на лазерной установке «Комета - М» [1], оснащенной непрерывным CO<sub>2</sub> - лазером. Верхние и нижние границы режимов наплавки выбирались по предварительному эксперименту, который проводился с целью выявления режимов, обеспечивающих устойчивое формирование наплавочных валиков.

В качестве факторов эксперимента были выбраны мощность излучения W, Вт, скорость обработки V, мм/с, и диаметр лазерного луча d, мм. Для построения математических моделей в качестве откликов системы рассматривались высота и ширина наплавленных валиков (H, мм; B, мм), а так же глубина ЗТВ (Z, мм).

Наплавка опытных образцов производилась для максимальных и минимальных уровней факторов эксперимента. Что предусматривает методика ПФЭ [2]. С целью учета фактора сканирования. Эксперименты проводились в два этапа – без сканирования, неподвижным лучом и со сканированием (частота f=220 Гц). Верхние и нижние уровни факторов z<sub>i</sub> обозначены как z<sub>+</sub> и z<sub>-</sub> соответственно. Получены зависимости кодированных переменных от натуральных, определены центр плана z<sub>0</sub> и диапазон варьирования λ, условные уровни факторов обозначены через x<sub>i</sub> Исходные и полученные при расчетах данные представлены в таблице 1.

Таблица 1. Уровни факторов, кодирование переменных

Фактор	z <sub>+</sub>	z <sub>-</sub>	z <sub>0</sub>	λ	Зависимость
W, Вт	1000	700	850	150	$x_i=(W-850)/150$
V, мм/с	9	5	7	2	$x_i=0,5(V-7)$
d, мм	3	2	2,5	0,5	$x_i=(d-2,5)/0,5$
f, Гц	220	0	–	–	–

В качестве математической модели в расчетах применен алгебраический полином вида:

$$y = b_0 + b_1x_1 + \dots + b_kx_k + b_{1,2}x_1x_2 \dots + b_{k-1,k}x_{k-1}x_k \quad (1)$$

где x<sub>i</sub> – уровни факторов эксперимента,  
b<sub>i</sub> – линейные коэффициенты регрессии.

Резка наплавленных образцов выполнялась с применением смазывающей охлаждающей жидкости (СОЖ). Приготовление шлифов производилось на специализированном оборудовании фирмы «Полилаб». Измерения геометрических параметров полученных валиков производилось на металлографическом микроскопе Альтами MET 1С. На каждом образце делалось по три реза, таким образом, каждый параметр измерялся трижды на одном опытном валике. Таким образом, снижалась общая ошибка измерений геометрических параметров.

**Результаты и обсуждение.** По полученным экспериментальным данным согласно методике [2] были построены матрицы планирования для всех откликов системы. Для дальнейшей обработки данных, с целью исключения большого числа рутинных

вычислений и снижения вероятности ошибок с помощью табличного процессора Microsoft Excel 2010 написан математический алгоритм, позволяющий определять коэффициенты регрессии, выполнять проверку полученных коэффициентов на значимость по критерию Стьюдента при заданном уровне значимости  $\alpha$  и количеству степеней свободы системы. Кроме этого, выполнялась проверка полученной модели на адекватность по критерию Фишера при уровне значимости  $\alpha=0,05$ .

Расчетами получены уравнения регрессии для откликов  $H$ ,  $B$ ,  $Z$ . Отклик при сканировании обозначен нижним индексом «СКАН». Коэффициенты регрессии представлены в таблице 2.

Таблица 2. Линейные коэффициенты регрессии

отклик	$b_0$	$b_1$	$b_2$	$b_3$	$b_{12}$	$b_{13}$	$b_{23}$	$b_{123}$
$H$	0,908	0,138	-0,228	0,066	-0,023	0,046	00038	–
$H_{\text{скан}}$	0,917	0,035	–	-0,020	0,035	0,017	-0,07	-0,027
$B$	1,712	0,185	-0,217	-0,107	-0,040	–	0,027	-0,04
$B_{\text{скан}}$	3,170	0,540	-0,255	-0,065	0,200	0,155	-0,100	–
$Z$	0,387	0,0920	-0,006	–	-0,003	0,028	-0,052	-0,024
$Z_{\text{скан}}$	0,257	0,031	-0,049	-0,007	0,015	-0,004	0,018	–

Вычеркнутые коэффициенты приравнены к нулю по критерию Стьюдента. Анализ полученных уравнений показывает, что зависимость между мощностью излучения и высотой валика прямая, между скоростью и высотой – обратная. Комбинированные факторы оказывают незначительное влияние. С увеличением мощности излучения без сканирования высота валика растет быстрее, чем со сканированием, что объясняется большей площадью распределения тепловой энергии лазера при высокочастотном колебании луча.

Ширина наплавленного валика находится в прямой зависимости от мощности излучения и в обратной от скорости, причем в варианте со сканированием ширина при увеличении мощности растет значительно быстрее, чем без сканирования. Следует отметить, что при высокой мощности, при любых значениях остальных факторов наблюдается устойчивое подплавление материала подложки на глубину более 100 мкм, что является дефектом, снижающим качество наплавки. При малой же мощности, напротив – происходит оплавление порошка, однако появляются участки несплавления с основным металлом.

Анализ уравнений для глубины ЗТВ показывает, что наибольшее влияние на глубину ЗТВ оказывает мощность излучения  $W$ . Увеличение скорости  $V$  приводит к уменьшению глубины ЗТВ, что объясняется меньшей мгновенной энергией, поглощенной наплаваемым материалом в единицу времени.

В целом наиболее приемлемым для применения в производстве является вариант обработки со сканированием, поскольку уменьшается влияние мощности на высоту валика и площадь его поперечного сечения в 1,5 - 1,9 раза больше, чем при наплавке неподвижным расфокусированным лучом. При высоких мощностях излучения высота без сканирования растет быстро и поперечное сечение его иногда приобретает каплевидную форму, что затрудняет или исключает качественное сплавление его с соседними валиками.

По полученным математическим моделям были выполнены расчеты и полученные данные сопоставлены с данными экспериментов. Для визуальной интерпретации результатов выполнены расчеты зависимости откликов. Как функции одного из факторов эксперимента, два других фактора принимались константными на верхнем или нижнем уровне.

В результате получено семейство линейных уравнений в рассматриваемом интервале уровней факторов. С помощью линейной интерполяции построены

зависимости фактически измеренных откликов от соответствующих факторов. Диаграммы зависимости высоты наплавочного без сканирования от мощности излучения  $H=f(W)$ ,  $V=9$  мм/с,  $d=2$  мм/с представлен на рисунке 1.

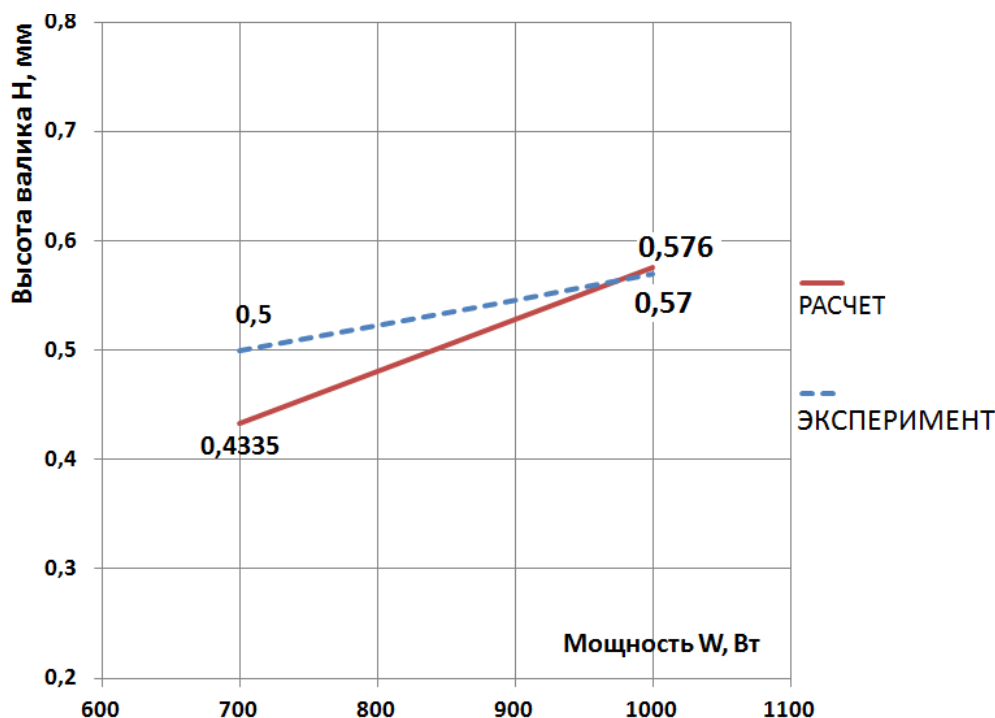


Рис.1. Зависимости высоты наплавочного валика от мощности излучения

Как видно из графиков, характер линейной зависимости, полученной при расчетах тот же, что и для экспериментальных значений, однако расчетная функция растет несколько быстрее. Максимальное отклонение расчетных данных от экспериментальных составило 13%, минимальное 1%. Среднее отклонение фэкспериментальных данных от расчетных составляет 7%. Для остальных зависимостей максимальное расхождение данных расчета и эксперимента не превышает 14,7%.

**Выводы.** С помощью метода ПФЭ получены уравнения для расчета геометрических размеров наплавленных валиков для порошка ФБХ6-2 на сталь 20. Разработан математический алгоритм для табличного процессора MS Excel. Полученные модели проверены на адекватность по критериям Стьюдента и Фишера.

Установлены степени влияния каждого из факторов эксперимента на геометрию наплавленных валиков.

Установлено, что максимальные расхождения расчетных и фактических параметров наплавленных валиков не превышают 14,7%

### Литература

1. Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006.- № 1. - С. 60-66.
2. Соколовская И.Ю. Полный факторный эксперимент // Методические указания для самостоятельной работы студентов. – Новосибирск: НГАВТ. 2010. – 36 с.

**ВЛИЯНИЕ РЕЖИМОВ ЛАЗЕРНОЙ НАПЛАВКИ НА ПРОЧНОСТЬ  
СЦЕПЛЕНИЯ И ИЗНОСОСТОЙКОСТЬ ПОКРЫТИЙ**  
*THE INFLUENCE OF THE MODES OF LASER CLADDING ON BOND  
STRENGTH AND WEAR RESISTANCE OF COATINGS*

**В.П. Бирюков**<sup>1</sup> в.н.с., к.т.н., доц., **Д.Ю. Татаркин**<sup>2</sup> зам. нач. отдела,  
**Е.В. Хриптович**<sup>2</sup> инж., **А.А. Фишков**<sup>1</sup> н.с.

<sup>1</sup>Федеральное государственное бюджетное учреждение науки Институт машиноведения  
им. А.А. Благоднарова РАН, Москва, Россия

<sup>2</sup>ООО НТО «ИРЭ-Полюс», г. Фрязино, Московской области, Россия,  
*e-mail: laser-52@yandex.ru*

**Abstract.** The paper presents the results of metallographic studies and laboratory comparative tests on the adhesion strength of the coating to the substrate and abrasion on the scheme Brinell-Haworth weld powder coatings on Nickel-based and samples of steel 40X. Strength of adhesion of the first coating layer with a hardness of HRC 38 – 42 was 400 – 480 МПа. It is shown that when the hardness of the deposited layer HRC 58 – 61 wear resistance of the coatings is higher than 40X steel in the normalized and improved in 10 and 4.6 times, respectively.

**Key words:** laser cladding, microhardness, adhesion strength of the coating, the abrasive wear resistance.

**Аннотация.** В работе приведены результаты металлографических исследований и лабораторных сравнительных испытаний на прочность сцепления покрытия с основой и абразивное изнашивание по схеме Бринелля-Хаворта наплавленных порошковых покрытий на никелевой основе и образцов стали 40X. Прочность сцепления первого слоя покрытия с твердостью HRC 38 – 42 составила 400 – 480 МПа. Показано, что при твердости наплавленного слоя HRC 58 – 61 износостойкость покрытий выше, чем стали 40X в нормализованном и улучшенном состоянии в 10 и 4,6 раза соответственно.

**Ключевые слова:** лазерная наплавка, микротвердость, прочность сцепления покрытия, абразивная износостойкость.

В промышленности применяются различные методы наплавки металлов: электродуговой, плазменный, лазерный, газовый, электроконтактный, наплавка ТВЧ и другие. Каждый из существующих методов имеет свои преимущества и недостатки, которые характеризуются конкретными технико-экономическими показателями, определяющими эффективные области их применения. При электродуговой наплавке в условиях гидроабразивного изнашивания следует отдавать предпочтение наплавленным покрытиям карбидными фазами, обладающими большей износостойкостью по сравнению с мартенсито-аустенитными структурами [1]. После электродуговой наплавки припуск на последующую механическую обработку может достигать 2 мм, что увеличивает трудоемкость изготовления изделий. Дуговые методы наплавки обеспечивают пористость покрытия в пределах 15 %. Применение более современных плазменных и газодинамических методов позволяет снизить пористость до 0...10 % [2, 3]. При лазерной наплавке происходит формирование наплавленного слоя с заданными свойствами за счет минимального коэффициента перемешивания наплавленного материала с основой. Припуск на механическую обработку после лазерной наплавки не должен превышать 0,5-0,7 мм. Наплавленный слой не должен содержать дефектов (пор, раковин, трещин) и иметь хорошую прочность сцепления наплавленного слоя с основой. Возможные способы подачи присадочных материалов в зону лазерной наплавки можно разделить на две основные группы [4]. Это предварительное расположение присадочных материалов на обрабатываемой поверхности и подача непосредственно в зону обработки одновременно



с воздействием лазерного излучения. Наиболее распространенный способ предварительного нанесения покрытий с помощью шликерных обмазок отличается большим КПД благодаря высокой поглотительной способности, обусловленной наличием связующего вещества и высоким коэффициентом использования присадочного материала. Применение шликерного покрытия подразумевает проведение операции предварительного нанесения присадочного материала, которая обычно не механизирована и выполняется с использованием шпателя или других инструментов вручную. Связующее вещество шликерных покрытий должно быть не токсичным и обеспечивать технологичность изготовления паст. Однако более распространенным способом подачи присадочного материала является принудительная подача непосредственно в расплавленную ванну расплава материала основы.

Проведенные исследования покрытий на основе никеля с твердостью 48-54 HRC, полученных лазерной наплавкой с помощью газовых и волоконных лазеров показывают повышение износостойкости при трении скольжения в 2 раза по сравнению со сталью 38ХНЗМА [5,6].

Целью настоящей работы было увеличение коэффициента использования присадочного порошкового материала, определение прочности сцепления покрытий, используемых в качестве подслоя и оптимизация режимов лазерной наплавки для повышения абразивной износостойкости, наплавленных слоев.

Для экспериментов использовали универсальное оборудование ООО НТО «ИРЭ-Полус» содержащее волоконный лазер ЛС – 5, робот КУКА, оптическую головку фирмы PRECITEC, технологический стол. В качестве наплавочных материалов были выбраны порошки на никелевой основе фирмы Хёгенас, Швеция и ОАО «ПОЛЕМА», г. Тула. Размер частиц порошка составлял 40 – 150 мкм. Мощность излучения варьировалась в пределах 1800 – 4800 Вт. Скорость перемещения оптической головки составляла 0,5 – 2 м/с в поперечном направлении и 1-15 мм/с, в продольном направлении. Лазерную наплавку предварительно насыпанного порошка с толщиной слоя 3 – 10 мм производили на стальные плиты с размерами 140 x 140 x 20 мм. Образцы вырезали электроискровым методом размерами 25 x 70 x 20 мм.

Металлографические исследования выполняли на микротвердометре ПМТ-3, металлографическом микроскопе Альтами МЕТ-1С. Испытание на абразивное изнашивание проводили на машине трения БХ-4 по модернизированной в ИМАШ РАН схеме Бриннеля – Хаворта [7].

Испытания образцов на прочность сцепления покрытия с основой проводились на машине фирмы «Инстрон» модель 1115 в соответствии с РМ250-87 «Определение прочности сцепления газотермического покрытия с основным металлом. Методические рекомендации», доработанными нами с учетом специфики лазерной наплавки [8].

Отличие данной методики испытаний в том, что плоский образец из исследуемого материала, с наплавленным на него покрытием с твердостью HRC 38 – 42, симметрично с двух сторон механически обрабатывался до ширины наплавленного слоя в направлении сжатия равной 2 мм. Затем образец устанавливался в приспособлении и продавливался через матрицу. При этом под действием касательных напряжений происходил срез наплавленного слоя, и по напряжению сдвига определяли прочность сцепления наплавленного слоя с основой.

Образец изготавливали из исследуемого основного металла в виде пластины толщиной 10 мм, шириной и длиной 25 мм. Толщина наплавленного слоя составляла 1,5 - 3 мм. В результате проведенных испытаний получены значения прочности сцепления покрытий в пределах 400 - 480 МПа в зависимости от режима обработки. Для сравнения прочность сцепления покрытий при высокоскоростном напылении не превышает 80 МПа.

Для отработки технологических режимов применяли порошок фирмы Хёгенас (заявленная твердость HRC 58) с различной толщиной насыпанного слоя 3,5 - 10 мм. Получены наплавленные слои толщиной 3 - 9 мм и шириной 20 - 80 мм за один проход.

На рис. 1 представлен микрошлиф единичной наплавленной дорожки. При варьировании мощностью излучения, скоростью перемещения и диаметром лазерного луча на поверхности порошка выявлены закономерности изменения микротвердости в наплавленном слое. Зона перекрытия наплавленных дорожек показана на рис. 2. В ней отсутствуют дефекты типа пор, трещин и раковин, также как и в дорожках наплавки при оптимальных режимах обработки.

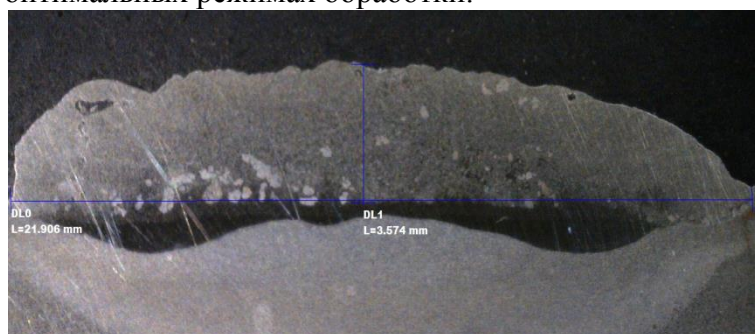


Рис. 1. Микрошлиф наплавленной единичной дорожки за один проход,  $\times 7$

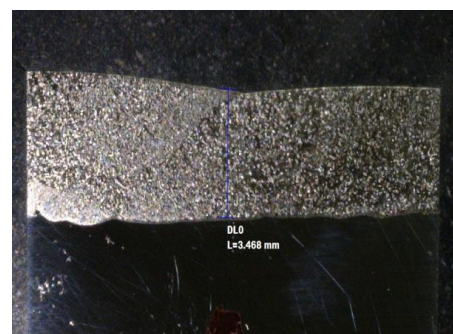


Рис. 2. Микрошлиф зоны перекрытия наплавленных слоев  $\times 10$

При изменении режимов наплавки микротвердость в наплавленном слое изменяется в широких пределах 6120 – 12000 МПа. При высокой плотности энергии лазерного луча часть легирующих элементов и углерода выгорает и микротвердость в наплавленном слое понижается, появляются дефекты в виде пор. При низких значениях плотности энергии лазерного излучения происходит не полное сплавление порошкового материала и снижается микротвердость.

В таблице 1 представлены результаты испытаний на абразивное изнашивание по схеме Бринелля-Хаворта. К вращающемуся резиновому диску прижимался плоский образец с наплавленным покрытием. В зону трения подавался кварцевый песок с размером частиц 200 – 600 мкм. Продолжительность испытаний составляла 10 минут. По результатам испытаний трех образцов определялась средняя величина потери массы наплавленного покрытия на каждом режиме обработки.

В результате проведенных исследований на абразивное изнашивание первой партии образцов найдены оптимальные режимы лазерной наплавки порошковых покрытий. Вторая партия образцов наплавлилась порошками различной твердости и обеих фирм производителей порошковых материалов. На рис.3 представлена зависимость абразивного износа по схеме Бринелля-Хаворта от твердости наплавленного слоя и образца стали 40Х. Из приведенных данных следует, что наплавленные слои с твердостью HRC 58 – 61 (порошки фирмы Хёгенас-1 и ОАО «ПОЛЕМА» -2) по износостойкости в 10 раз выше, чем нормализованная сталь 40Х (HB180) и в 4,6 раза выше, чем улучшенная сталь 40Х (HB 250 – 270).

Таблица 1  
Результаты испытаний на абразивный износ по схеме Бринелля-Хаворта

№ п/п	Марка порошка	Микротвердость, МПа	Потеря массы, Кг * 10 <sup>-4</sup>
1	1360	7180 - 8300	0,071
2	1360	7180 - 10800	0,035
3	1360	6120 – 9180	0,052
4	1360	7040 - 9540	0,048
5	1350	7180 - 8340	0,062

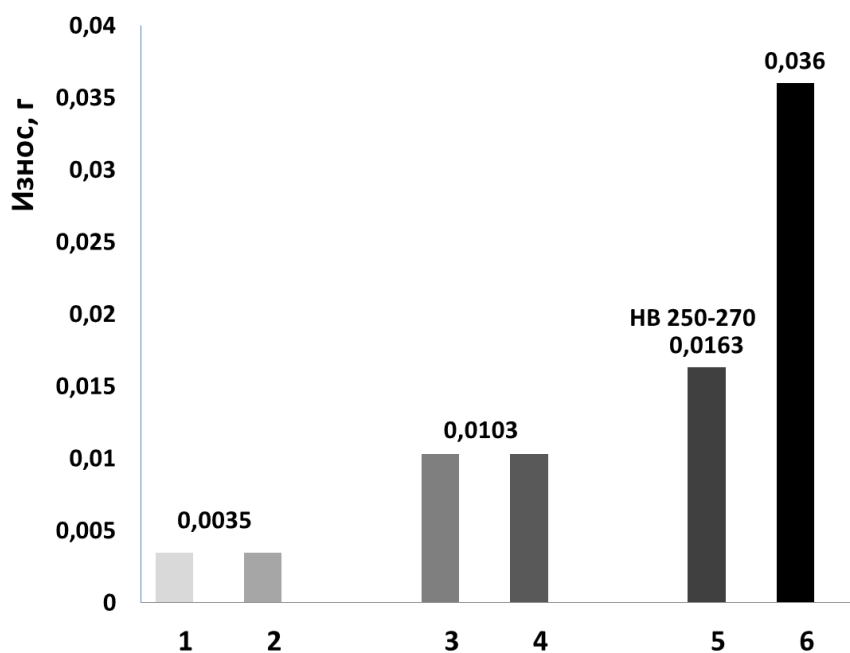


Рис. 3. Зависимость абразивного износа от твердости наплавленного слоя порошковыми материалами и образца стали 40Х: 1 – Хёгенас, HRC 58 – 61; 2 - ОАО «ПОЛЕМА», HRC 58 – 61; 3 – Хёгенас, HRC 38 – 42; 4 - ОАО «ПОЛЕМА», HRC 38 – 42; 5 - сталь 40Х, HB250-270; 6 – сталь 40Х, HB 180

## Выводы

1. Разработана технология лазерной наплавки порошковых материалов на основе никеля с шириной наплавленного слоя 20 – 80 мм и высотой валика 3 – 9 мм за один проход.
2. Проведенные испытания на абразивное изнашивание по схеме Бринелля-Хаворта показали повышение износостойкости наплавленных покрытий в 10 раз по сравнению с нормализованной сталью 40Х.
- 3 Прочность сцепления покрытия порошком на основе никеля с твердостью HRC 38 – 42, используемого в качестве подслоя составила 400 – 480 МПа.

## Литература

1. Погодаев Л.И., Ежов Ю.Е. Повышение долговечности рабочих устройств судов технического флота износостойкими наплавками // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2014.- №6.- С.82-87.
2. Гибридные технологии лазерной наплавки / А.М. Забелин, И.Н. Шиганов, А.М. Чирков и др. — М.: Изд-во МГОУ, 2007.
3. Borges Bernardo Miguel Fonseca da Costa Alves. Laser Cladding Using Filler Powder and Wire. Productivity and Quality: Diss. ... Degree of Master in Mechanical Engineering. September. 2008.
4. Григорьянц А.Г., Мисюров А.И. Возможности и перспективы применения лазерной наплавки // Технология машиностроения. 2005. № 10. С. 32-56.
5. Бирюков В.П., Дозоров А.В. Лазерные системы для упрочнения, наплавки деталей и точного раскроя листового материала // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2006.- № 1. - С. 60-66.
6. Бирюков В.П., Лаптева В.Г., Хренникова И.А. и др. Восстановление лазерной наплавкой работоспособности пары трения вал - вкладыш подшипника скольжения // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2013.- №5. - С.1- 95.
7. Хрущов М.М., Бабичев М.М. Абразивное изнашивание. М.: Наука. 1970. 256 с.
8. Бирюков В.П. Определение механических и трибологических свойств деталей машин при лазерной наплавке //Труды ГОСНИТИ. 2014. Т. 117. С. 196-200.

**СДВИГОВАЯ ПРОЧНОСТЬ КОМПОЗИЦИОННЫХ Тi-ГА  
ПОКРЫТИЙ ДЛЯ ВНУТРИКОСТНЫХ ИМПЛАНТАТОВ**  
*SHEAR STRENGTH OF Ti-HA COMPOSITE COATINGS FOR ENDOSSEOUS  
IMPLANTS*

**В.И.Калита** – д.т.н., г.н.с., **Д.И.Комлев** – к.т.н., с.н.с., **А.Ю.Иванников** – к.т.н., с.н.с.,  
**А.А.Радюк** – м.н.с., **В.С.Комлев** – д.т.н., в.н.с., **В.И.Мамонов** – с.н.с.,  
**М.А.Севастьянов** – к.т.н., с.н.с., **А.С.Баикин** – м.н.с.

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки ИНСТИТУТ  
МЕТАЛЛУРГИИ И МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ им. А.А. Байкова Российской академии наук  
(ИМЕТ РАН), 119991, ГСП-1, Москва, Ленинский пр., 49, Россия.

[ykalita@imet.ac.ru](mailto:ykalita@imet.ac.ru)

**Abstract.** The long-term survivability of the system intrabone implant - bone is largely determined by the organization of the bulk of the interface between its components. The boundary in this case is a composite structure consisting of a three-dimensional capillary - porous titanium (3D TCP Ti) and coating of hydroxyapatite (HA) on its surface. The shear strength of a modeling composite material cylindrical titanic implant with 3D TCP Ti + HA coating - plastic (the simulator of a bone fabric) reaches 100 MPa at optimum a coating structure and a spraying regimes.

**Key words:** implant, plasma, spraying, composite, coating, titan, hydroxyapatite, strength, shear, plastic.

**Аннотация.** Долговременная живучесть системы внутрикостный имплантат – костная ткань во многом определяется организацией объемной границы раздела между ее компонентами. Граница, в этом случае, является композиционной структурой, состоящей из трехмерного капиллярно - пористого титанового (ТКП Ti) покрытия и покрытия гидроксиапатита (ГА) на его поверхности. Сдвиговая прочность модельного композиционного материала цилиндрический титановый имплантат с ТКП Ti+ГА покрытием – пластмасса (имитатор костной ткани) достигает 100 МПа при оптимальных структуре покрытия и режимах напыления.

**Ключевые слова:** имплантат, плазменное напыление, композиционные покрытия, титан, гидроксиапатит, сдвиговая прочность, пластмасса.

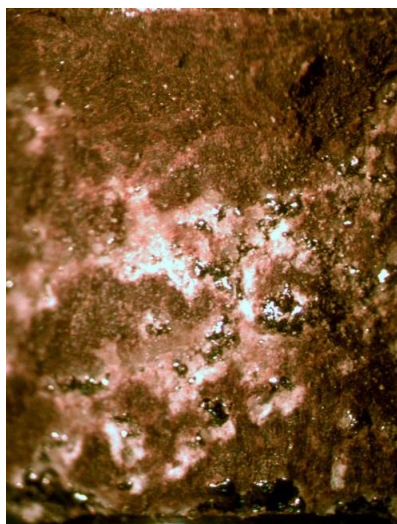
Цилиндры диаметром 9 мм и длиной 100 мм из титана марки ВТ1-00 использовали в качестве подложек при напылении ТКП Ti покрытия для сдвиговых испытаний. Перед напылением их поверхность подвергали абразивной обработке частицами  $Al_2O_3$  со средним размером 700 мкм. Нанесение покрытий вели на установке УПУ-3д с дуговым плазмотроном ПП-25 постоянного тока, которая была дополнена камерой для напыления в инертной атмосфере. Толщина ТКП Ti покрытий составляла 1,22 и 1,27 мм, ГА или  $3CaO \times Al_2O_3$  покрытия имели толщину 0,08 и 0,12 мм, соответственно. Перед напылением керамических порошков подложки с нанесенными ТКП Ti покрытиями подогревали в печи сопротивления до 550 °С. Рентгеноструктурные исследования ГА покрытия проводили по результатам съемки на рентгеновском дифрактометре Ultima IV в  $CuK\alpha$  излучении с высокоскоростным счетчиком D/teX. Уточнение структуры проведено в программном комплексе Jana 2006. Для оценки размера ОКР и микронапряжений использовали программный комплекс MAUD.

Пористость исследованного ТКП Ti покрытия, являющегося подслоем для нанесения керамических покрытий, была установлена ранее, 46,1%. Особенности структуры ТКП Ti покрытий, состоящих из гребней и впадин, сделали необходимым использование новой методики определения сдвиговой прочности таких покрытий. При разработке метода испытания исходили из того, что максимальное значение сдвиговой

прочности покрытия будет достигнуто после полного вставания костной ткани в поровое пространство ТКП Ti покрытия. Сымитировать такое состояние испытываемого образца можно, заполнив пространство впадин веществом с механическими свойствами близкими к костной ткани. В качестве такого вещества была выбрана пластмасса марки MultiFast фирмы Struers со сдвиговой прочностью 94,18 МПа, которая используется для горячей запрессовки металлографических шлифов. Испытание покрытия на сдвиг осуществляли продавливанием образца через отверстие в испытательной шайбе. Внутренний диаметр испытательной шайбы, 12,0 мм, был больше чем диаметр образца с максимальной толщиной покрытия, 11,78 мм. Вид поверхности образца после сдвиговых испытаний анализировали в бинокулярном микроскопе с применением программного обеспечения ImageExpert Pro. В большинстве случаев поверхность разрушения проходила по материалу пластмассовой заливки, местами выходя на слой керамического и вершины ТКП Ti покрытия (Рис. 1).

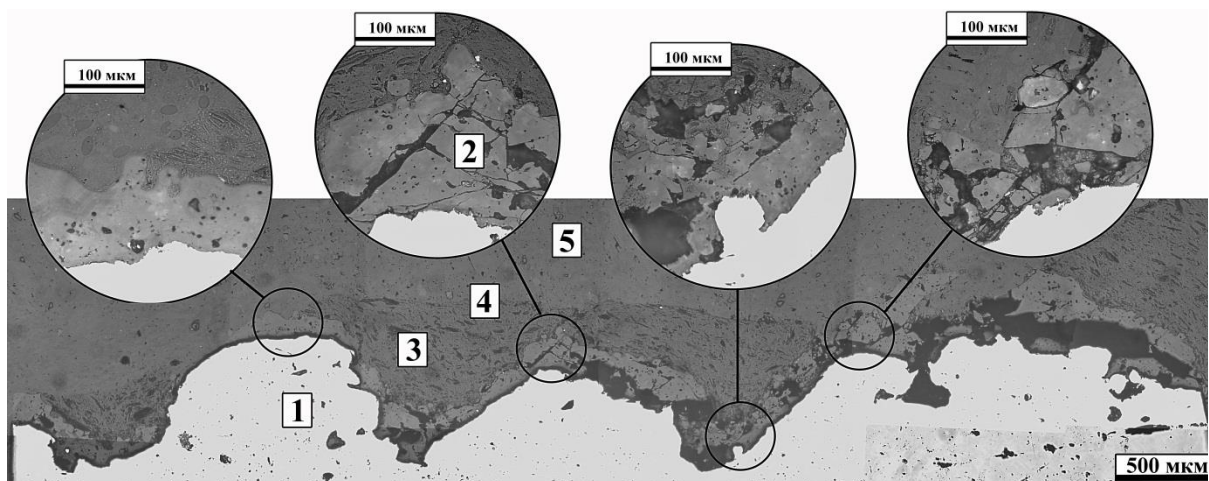
Была определена относительная площадь проходящей по керамическому покрытию поверхности разрушения, которая составила 2,84%, для  $3\text{CaO}\times\text{Al}_2\text{O}_3$  и 31,26% для ГА покрытий.

Сдвиговая прочность образцов с  $3\text{CaO}\times\text{Al}_2\text{O}_3$  покрытием относительно пластмассы составила  $103,7\pm 18$  МПа, при толщине керамического покрытия 0,12 мм. Сдвиговая прочность образцов с ГА покрытием при тех же режимах напыления  $90,8\pm 9,9$  МПа, при толщине керамического покрытия 0,08 мм. Определено максимальное значение напряжений на границе подложка титановое покрытие в момент разрушения образцов, 132,2 МПа. По данным рентгенофазового анализа было установлено, что порошок ГА, используемый для напыления, содержал 100% фазы  $\text{Ca}_{10}(\text{PO}_4)_6(\text{OH})_2$ , при величине ОКР более 300 нм. Покрытие из него содержало 75,5% фазы  $\text{Ca}_{10}(\text{PO}_4)_6(\text{OH})_2$  величина ОКР которой 95,4 нм, 23,5% фазы  $\text{Ca}_4(\text{PO}_4)_2\text{O}$  и 1% фазы  $\text{Ca}_3(\text{PO}_4)_2$ .



*Рис. 1. Поверхность образца с ТКП Ti и керамическим  $3\text{CaO}\times\text{Al}_2\text{O}_3$  покрытиями, запрессованными и сдвинутыми относительно пластмассы.*

Положение поверхности разрушения уточнили и по шлифу осевого сечения образца после сдвиговых испытаний, который был повторно запрессован в пластмассу другого цвета (Рис. 2). В таком шлифе видна первая пластмасса, оставшаяся после сдвига внутри впадин и поверхность разрушения, которая разделяет объемы первой и второй пластмасс.



*Рис 1. Продольное сечение образца четвертой группы после сдвига с  $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$  покрытием, напыленным при подогреве подложки  $550\text{ }^\circ\text{C}$ : 1 – ТКП Ti, 2 -  $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3$  покрытием, 3 – первая пластмасса, 4 – граница между первой и второй пластмассой (5).*

Следует отметить высокую плотность ГА покрытия, в котором границы между напыленными частицами не выявлены в оптическом микроскопе при увеличении до  $\times 500$ . Граница ТКП Ti -ГА покрытий плотная без пор. Граница между титановой подложкой и ТКП Ti покрытием без дополнительного травления не выявляется.

Полученные результаты по сдвиговой прочности в несколько раз превосходят известные значения для сдвиговой прочности пористого титанового покрытия, 18 МПа и относительно плотного ГА покрытия, до 20 МПа [1, 2].

*Исследование выполнено за счет средств проекта РФФ № 15-19-00078*

### **Литература**

1. С.С. Berndt, et al., A Review of Hydroxyapatite Coatings Manufactured by Thermal Spray, *Advances in Calcium Phosphate Biomaterials*. – Springer, Berlin Heidelberg, 2014 267–329.
2. S.V. Dorozhkin. Review Calcium orthophosphate deposits: Preparation, properties and biomedical applications, *Mater. Sci. Eng. C* 55 (2015) 272–326.

**ОСОБЕННОСТИ ПРОЕКТИРОВАНИЯ ОБОРУДОВАНИЯ ДЛЯ  
ИЗОТЕРМИЧЕСКОЙ РАСКАТКИ ЗАГОТОВОК  
ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ДЕТАЛЕЙ ГТД ИЗ ТИТАНОВЫХ И  
НИКЕЛЕВЫХ ЖАРОПРОЧНЫХ СПЛАВОВ**

**FEATURES OF DESIGNING EQUIPMENT FOR ISOTHERMAL ROLLING  
BILLETS OF AXIALLY SYMMETRIC COMPONENTS OF GAS TURBINE  
ENGINES MADE OF TITANIUM AND NICKEL SUPERALLOYS**

**С. В. Морозов**, научный сотрудник, **Л.В. Гаврилина**, научный сотрудник  
ИМАШ РАН

[sv\\_morozov81@mail.ru](mailto:sv_morozov81@mail.ru)

**Abstract.** The article deals with the problem of obtaining blanks type "disk" of titanium and nickel alloys by isothermal rolling. The basic requirements for drives and the basic directions of designing equipment for isothermal rolling billets type "disk"

**Key words:** heat resisting alloys, isothermal rolling, blanks type "disk".

**Аннотация.** В статье рассмотрена проблема получения заготовок типа «диск» из титановых и никелевых сплавов методом изотермической раскатки. Определены основные требования к приводам и выделены основные направления проектирования оборудования для изотермической раскатки заготовок типа «диск»

**Ключевые слова:** жаропрочные сплавы, изотермическая раскатка, заготовка типа «диск»

Перспективным методом получения заготовок осесимметричных деталей (типа «диск») из титановых и никелевых жаропрочных сплавов является технология изотермической раскатки, которая позволяет получать детали сложной пространственной формы с существенным повышением коэффициента использования металла [1].

Особенностью технологии изотермической раскатки является значительная зависимость механических свойств материала заготовок от термомеханических режимов обработки [2]. Эта особенность определяет требования к приводным устройствам и конструкции узлов.

Приводные устройства должны обеспечивать условия раскатки как при постоянном усилии (за счет изменения скорости раскатки), так и при постоянной скорости (за счет изменения усилия). Основным требованием к приводным устройствам является плавность перемещений и возможность регулирования скорости перемещения в широком диапазоне, от 0,01 мм/сек, для рабочих перемещений, до 100 мм/сек.

Опыт применения в существующем оборудовании электромеханического привода показал, что данный вид привода не позволяет достигнуть требуемых условий раскатки. В связи с этим, при разработке нового оборудования следует применять гидравлический привод с регулируемыми параметрами по производительности гидростанций.

На основе математического моделирования воздействия технологических факторов раскатки на узлы и механизмы [3], разработана концепция оборудования для изотермической раскатки заготовок дисков из титановых и никелевых жаропрочных сплавов, схема оборудования приведена на рисунке 1.

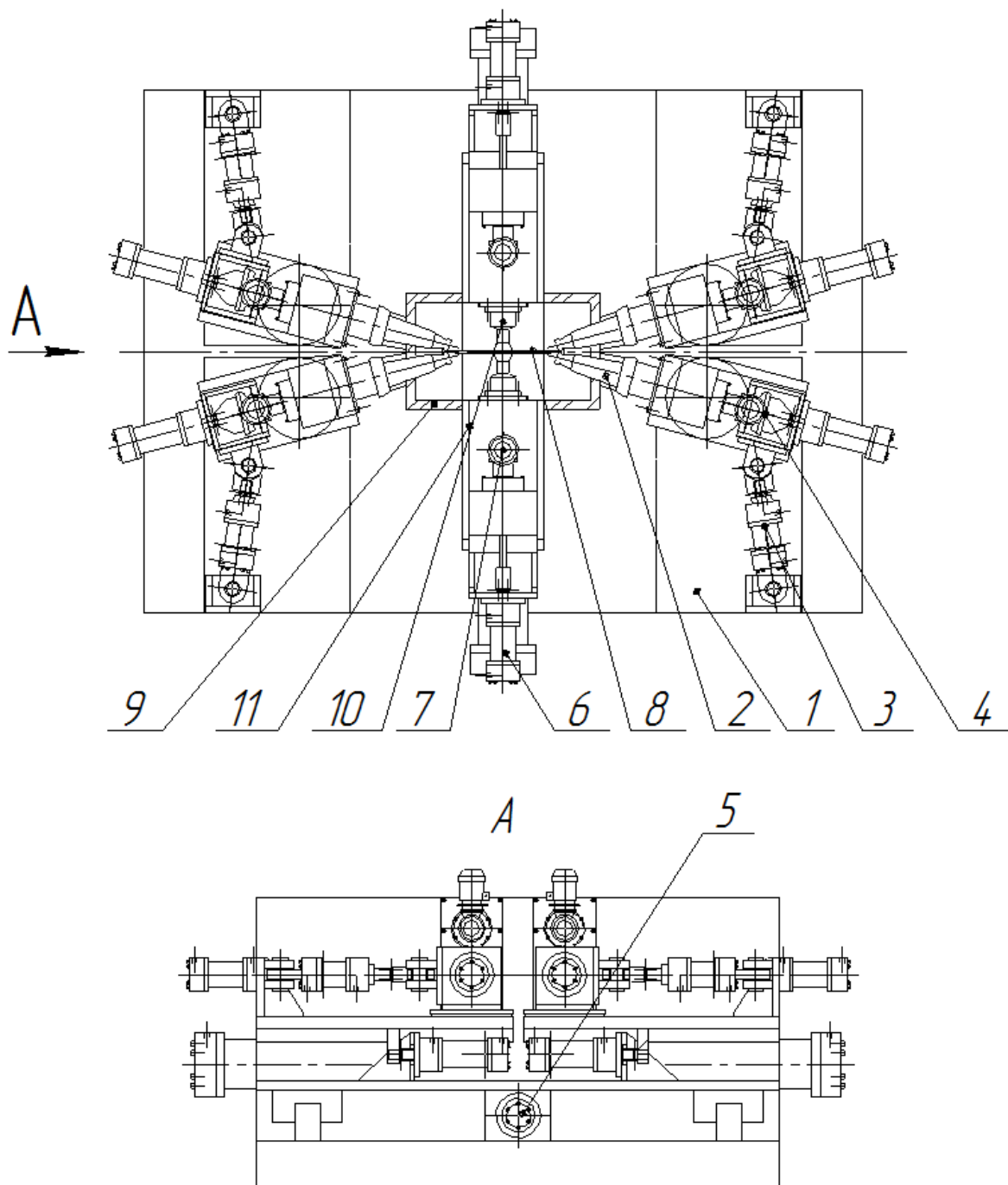


Рис. 1. Общая схема конструкции оборудования для изотермической раскатки заготовок типа «диск»

Станина в плане имеет прямоугольную форму и состоит из трёх сочлененных секций: центральной и двух крайних. По направляющим станины перемещаются каретки 1, на которых попарно расположены раскатные головки с деформирующими роликами 2. В горизонтальной плоскости стана головки могут перемещаться, изменяя расстояние между роликами и угол наклона вращения роликов по отношению к обрабатываемой детали на величину от 0 до 15°, посредством гидравлических цилиндров 3. Перемещение роликов в плоскостях раскатки диска обеспечивается перемещением кареток по направляющим станины гидроцилиндрами 5. Вращение роликов обеспечивается с помощью электродвигателей 4.

В центральной части станины установлен блок нагрева и поддержания температуры обрабатываемой детали и инструмента 9, а также расположено устройство крепления заготовки и приведение её во вращение.

Устройство для крепления и вращения заготовки 8 включает два шпинделя 11 с



приводами для вращения и перемещения вдоль оси центров. На шпинделях установлены пиноли 10, которые через отверстия в печи вводятся в рабочую зону раскатки и служат для обжата ступичной части заготовки (с помощью гидроцилиндров 6) и за счет этого осуществляется вращение заготовки (с помощью электродвигателей 7) с заданной скоростью.

**Выводы:**

1 Определены основные направления разработки оборудования для заготовок типа «диск» из титановых и никелевых жаропрочных сплавов.

2 Установлено преимущество применения гидропривода для перемещения рабочих узлов по сравнению с электромеханическим.

3 Выполнение рабочего проекта на основании результатов данной работы позволит создать оборудование для изготовления для заготовок типа «диск» из титановых и никелевых жаропрочных сплавов.

*Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России, в рамках реализации федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014 - 2020 годы» (соглашение № 14.604.21.0091 от 08 июля 2014 г., уникальный идентификатор проекта RFMEFI60414X0091).*

#### **Литература:**

1. Бурлаков И. А., Морозов В. В., Морозов С. В. Автоматическая линия для изотермической раскатки заготовок дисков газотурбинных двигателей// Заготовительные производства в машиностроении, 2012. № 5 С. 26 - 28.

2. Бурлаков И.А., Боровских И.А., Морозов С.В. Влияние технологических параметровковки и раскатки на свойства титанового сплава BT18Y. // Вторая Всероссийская конференция молодых ученых и специалистов «Будущее машиностроения России». М., – 2009 г., С. 59-62.

3. Бурлаков И.А., Морозов С.В., Боровских И. А. Компьютерное моделирование процесса изотермической раскатки с помощью программных комплексов Qform-3D и ANSYS. // Заготовительные производства в машиностроении. М.,2010г. № 4, - с. 30-34.

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В БИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ ТРУБАХ *DETERMINATION OF RESIDUAL STRESSES IN BIMETALIC TUBES*

А.В.Осинцев<sup>1</sup> – к.т.н., доцент, К.Ю. Очков – аспирант  
<sup>1</sup>НИЯУ МИФИ

*e-mail:konstantinochkov@gmail.com*

**Abstract.** Presents a study of residual stresses in bimetallic tubes using methods Davidenkova and digital image correlation on samples of an annular cross-cut and rectangular - longitudinal. Using the finite element method the model of the stress distribution in the samples. There is a good correlation of experimental and calculated data.

**Key words:** FEM method, VIC-3D, bimetallic materials, residual stresses.

**Аннотация.** Представлено исследование остаточных напряжений в биметаллических трубах с помощью методов Давиденкова и цифровой корреляции изображений на кольцевых образцах поперечной вырезки и прямоугольных - продольной. С помощью метода конечных элементов получена модель распределения напряжений в исследуемых образцах. Наблюдается хорошая корреляция экспериментальных и расчетных данных.

**Ключевые слова:** МКЭ метод, ВИК-3Д, биметаллические материалы, остаточные напряжения.

Биметаллическая труба изготовлена из двух материалов, выбор которых обусловлен наличием различных по химическим свойствам сред с внутренней и наружной стороны. Материалы имеют разные механические свойства и температурные коэффициенты линейного расширения.

Технология производства биметаллических труб из материалов с разными механическими характеристиками приводит к тому, что при разогреве труб и дальнейшем их охлаждении, вследствие разности температурных коэффициентов линейного расширения, в них образуются остаточные напряжения. Вследствие этого при сложении остаточных напряжений с действующими возможно невыполнение условий прочности, которое опасно тем, что может привести к разрушению. Толщина образцов мала и можно считать, что у образцов плоское напряженное состояние. В связи с этим для определения окружных и осевых напряжений были изготовлены кольцевые и продольные образцы (Рис. 1).



*Рис. 1 Кольцевые и продольные образцы*

Поведение труб при нагреве и равномерном остывании было смоделировано с помощью МКЭ [1]. Получено распределение остаточных напряжений по всей толщине образцов, смоделирована величина раскрытия берегов надреза от глубины пропила и ширины прорези. Экспериментальное определение величины раскрытия берегов прорези для сплошного пропила осуществлялось с помощью метода цифровой корреляции изображений на установке VIC-3D [2].

Моделирование раскрытия берегов кольцевого образца биметаллической трубы при температуре  $T=20$  °С было выполнено при следующих допущениях.

1. Температура трубы одинакова во всех его частях.

2. У каждого слоя биметаллического образца разные механические свойства.
3. Образец жестко закреплен.
4. Считается, что по мере роста температуры коэффициенты линейного расширения меняются согласно зависимости

$$\alpha(T_1, T_2) = \frac{1}{l_1} \frac{l_2 - l_1}{T_1 - T_2}$$

Наружный диаметр кольца  $D_H=25$  мм, диаметр среднего слоя  $D_c=23,4$  мм, внутренний диаметр  $D_B=21,8$  мм.

Считаем, что при  $600\text{ }^\circ\text{C}$  в биметаллических трубах нет остаточных напряжений. Чтобы получить физическое распределение остаточных напряжений, охлаждаем трубы с  $600\text{ }^\circ\text{C}$  до  $20\text{ }^\circ\text{C}$ . На  $20\text{ }^\circ\text{C}$  получаем распределение кольцевых и осевых напряжений. Значения напряжений близки по величине и разные по знаку (150 и 180 МПа).

Далее с внешней поверхности кольца начинаем делать пропил на всю длину кольца шагами по  $1/6$  толщины стенки. За три шага убираем внешний слой и ещё за три шага делаем сквозной пропил. Расчет был проведен для четырех разных ширины пропила. Установлена зависимость распределения напряжений от раскрытия берегов пропила для кольцевых образцов (Рис. 2) А так же было показано, что перемещение не зависит от ширины пропила (Рис. 3).

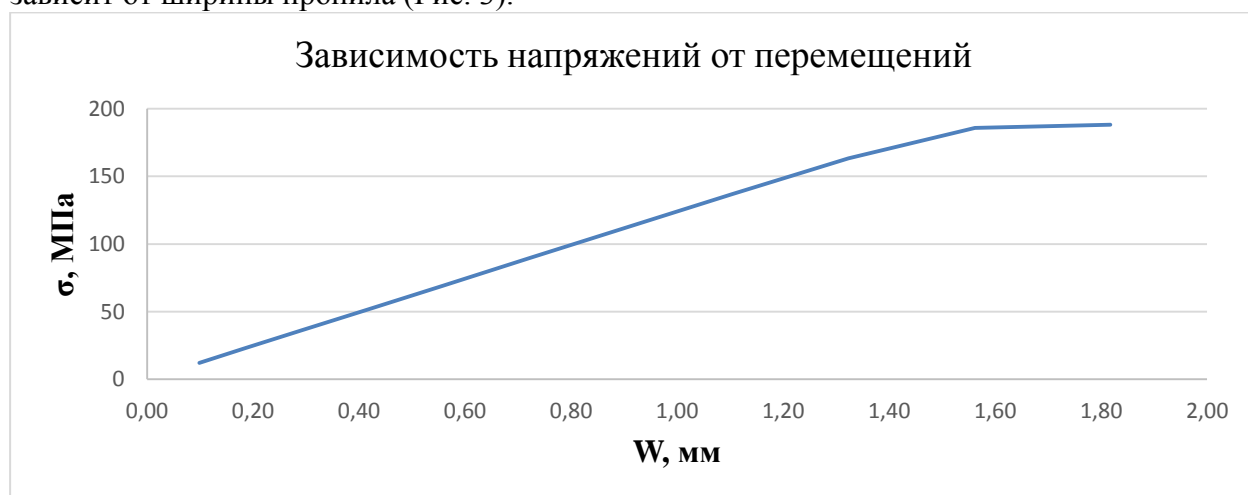


Рис. 2 Зависимость напряжений от перемещений

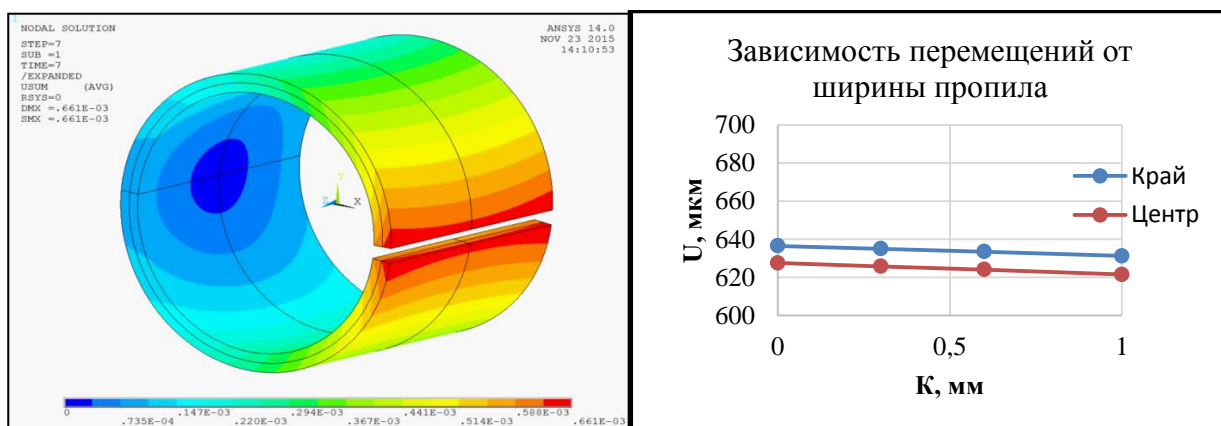


Рис.3 Раскрытие кольцевого образца и зависимость перемещений от ширины пропила

При моделировании остаточных напряжений для консольных образцов использовалась аналогичная схема: постепенно охлаждадали модель от фиксированной температуры  $600\text{ }^\circ\text{C}$  до  $20\text{ }^\circ\text{C}$ . Получена зависимость напряжений от перемещений, а так

же зависимость прогиба от глубины пропила.

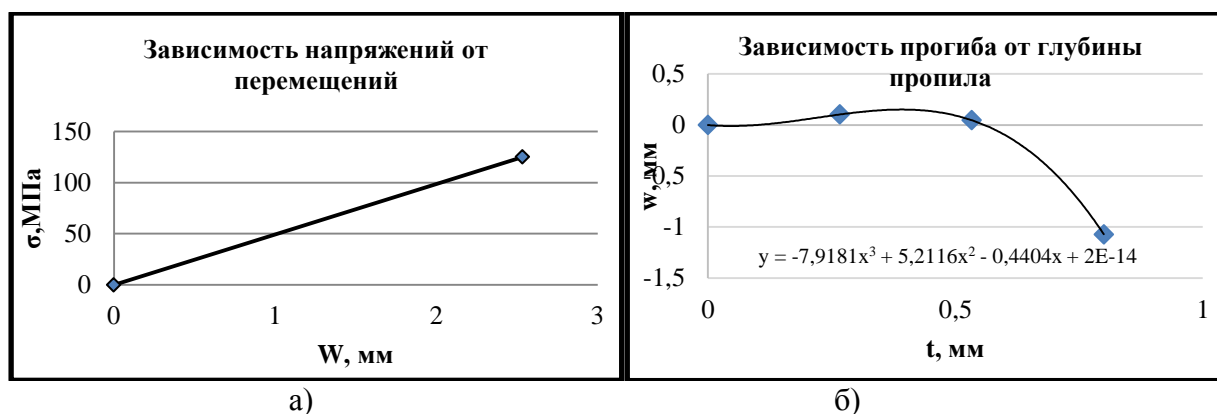


Рис. 4. а) Зависимость напряжений б) влияние глубины пропила на величину прогиба

Для дополнительной проверки достоверности расчетных величин было проведено экспериментальное исследование поведения кольцевых и продольных образцов с помощью метода Давиденкова (Рис. 5). Регистрация раскрытия и прогибов осуществлялась системой VIC-3D, основанной на методе корреляции цифровых изображений. На образцы наносилась белая краска, а затем распылялась черная, для формирования необходимой хаотичной спекл структуры. Образцы помещались на специальную установку, система камер фиксировала опорное изображение. В дальнейшем проводился пропил в несколько этапов, после каждого этапа фиксировалось расхождение берегов.

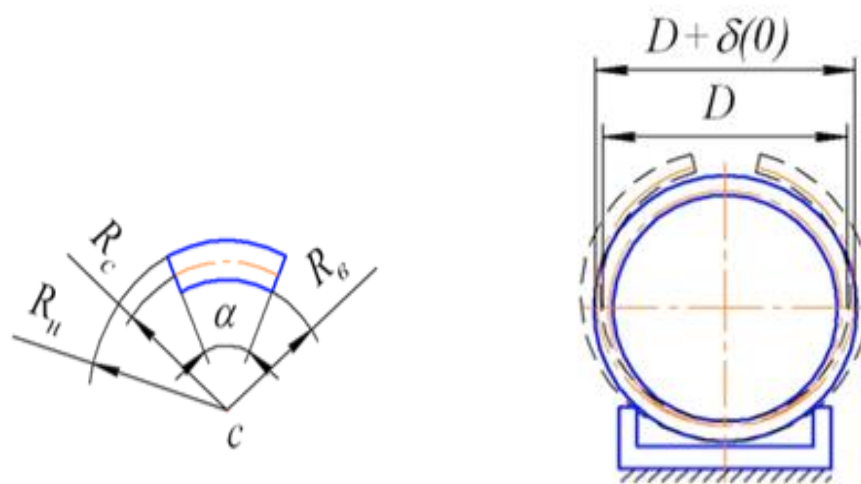


Рис.5. Раскрытие наружного слоя после разрезания.

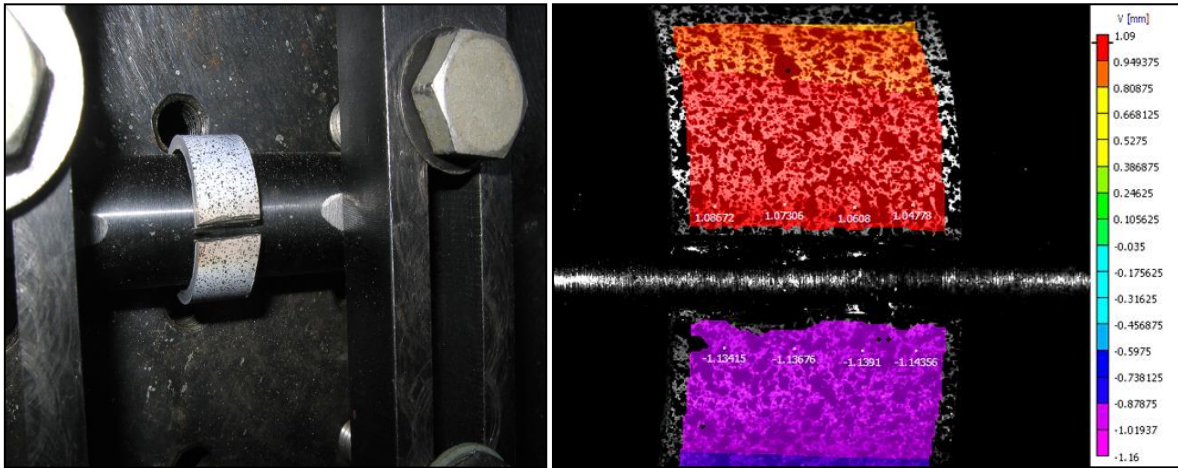


Рис.6. Раскрытие берегов цилиндра после пропила. Поле перемещений вблизи разреза

Для продольных образцов определялась глубина пропила и величина прогиба.

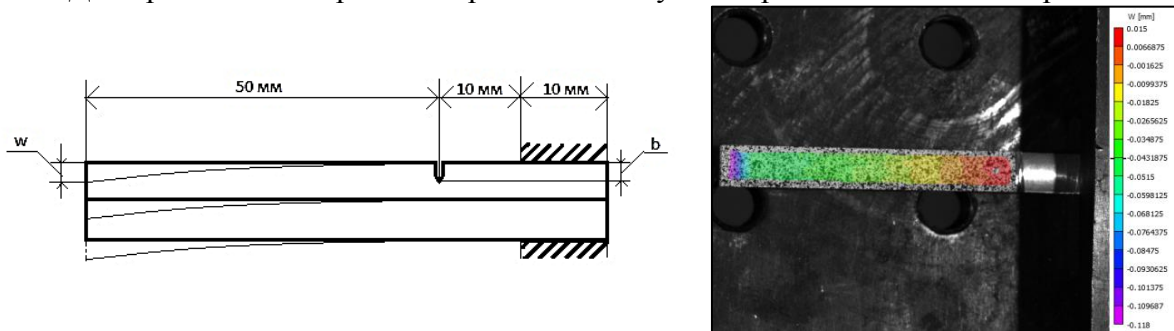


Рис. 7. Пропил продольного образца. Поле перемещений в системе VIC-3D

В результате можно сказать, что экспериментальные данные хорошо соответствуют расчетам. Полученные значения свидетельствуют о достоверности экспериментальных результатов.

Образцы/ Значения	Перемещения		$\sigma$ , МПа
	Моделирование	Эксперимент	
Кольцевые	1,28мм	1,45- 2,25 мм	200
Продольные	0,18мм	0,14 мм	125

## ЛИТЕРАТУРА

1. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике - перевод с английского под ред. Б.Е.Победри, издательство «Мир», Москва, 1975. – 538 с.
2. Sutton M.A., Orteu J.J., Schreier H. Image Correlation for Shape, Motion and Deformation Measurements. University of South Carolina, Columbia, SC. USA. 2009. 364 p..

**ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ФАКТОРОВ НА НАСЛЕДОВАНИЕ  
МНОГОСЛОЙНОЙ СТРУКТУРЫ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ**  
*INFLUENCE TECHNOLOGICAL FACTORS ON INHERITANCE MULTILAYER  
STRUCTURE DURING HOT ROLLING*

**А.И. Плохих** – к.т.н., доцент, **А.А. Минаков** – аспирант, ассистент  
Московский государственный технический университет имени Н.Э. Баумана  
(национальный исследовательский университет)  
«МГТУ им. Н.Э.Баумана», Москва, 105005, Россия  
[cryptoicem@rambler.ru](mailto:cryptoicem@rambler.ru)

**Abstract.** Using the methods of severe plastic deformation such as accumulative roll-bonding (ARB) and hot pack rolling enable to significantly improve the mechanical properties of steel rolled products and generate a layered (laminar) structure. However, a serious problem is inheritance of laminar structure in steel billets during the repetition of heating and deformation cycles. It is shown that one of the reasons leading to the violation of laminar structure is the phase and structural recrystallization.

**Key words:** accumulative roll-bonding, hot pack rolling, multilayer steel rolled products, laminar structure, phase and structural recrystallization.

**Аннотация.** Использование методов интенсивной пластической деформации, таких как аккумулярующая прокатка соединением (ARB) и горячая пакетная прокатка позволяют существенно повысить механические свойства стального проката и сформировать слоистую (ламинарную) структуру. Однако серьезной проблемой является наследование ламинарного строения в стальных заготовках во время повторения циклов нагрева и деформации. Показано, что одной из причин, приводящей к нарушению ламинарной структуры, является фазовая и структурная перекристаллизация.

**Ключевые слова:** аккумулярующее соединение прокаткой, горячая пакетная прокатка, многослойный стальной прокат, ламинарная структура, фазовая и структурная перекристаллизация.

Возрастающие требования к деталям машин и конструкциям в современном машиностроении приводят к поиску методов повышения механических и эксплуатационных свойств конструкционных материалов. Одним из таких способов является использование интенсивной пластической деформации. Сегодня существуют различные варианты использования интенсивной пластической деформации. Наиболее успешным в технологическом и практическом развитии оказался метод аккумулярующей прокатки соединением (метод ARB), при котором к материалу прикладывается большая суммарная пластическая деформация (рис. 1). Такой метод позволяет получить объемный материал с ультра-мелкозернистой ориентированной структурой субмикро- и нанометрического диапазона с большим количеством высокоугловых границ. Такая структура отличается высокими показателями механических свойств [1]. Однако технологическая схема ARB метода достаточно сложна. Для обеспечения соответствующей деформации требуется приложение значительных нагрузок, что не всегда удается сделать в силу технических ограничений прокатного оборудования, тем более, если объектами являются малопластичные сплавы. Для преодоления вышеперечисленных трудностей было предложено дополнить данную технологическую схему методом плакирования. Эксперименты по получению полос с ультра-мелкозернистой структурой из широко используемой в промышленности стали 08X18H10 по дополненной технологической схеме ARB метода показало, что предел прочности составляет 1265 МПа, а твердость 380 НВ, при среднем размере зерна 450 нм [2]. Не

смотря на усложнение технологической схемы, ARB-метод нашел применение в реальном секторе производства. Так фирма Nakayama Steel Works, Ltd. производит горячекатанные рулоны стальных полос, которые используются в автомобильной промышленности [3].

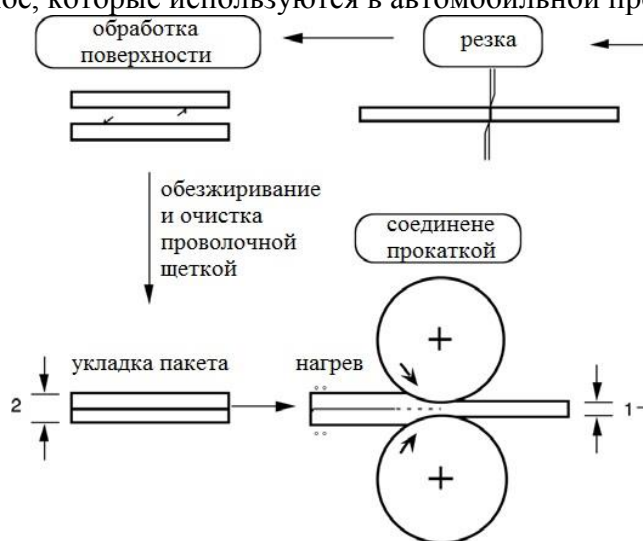


Рис. 1. Схема ARB-метода

Иным технологическим подходом в создании ориентированного строения в конструкционных материалах, являлся использование метода горячей пакетной прокатки композитных заготовок [4]. Различие данного метода и ARB-метода состоит в способе получения в материале структуры субмикронного диапазона с большим количеством высокоугловых границ. В ARB-методе происходит накопление «слоистости» заготовки, и конечный продукт обладает однородным строением с вытянутой зеренной структурой. В методе горячей пакетной прокатки заготовка изначально многослойная и конечный продукт также является многослойным, что обеспечивает его более высокий комплекс механических свойств (прочность, твердость и, в особенности, ударная вязкость). Так, например, в многослойном материале на основе сталей У8 и 08Х18Н10 после проведения второго технологического цикла предел прочности составляет 1470 МПа, твердость 450 НВ, а ударная вязкость KCV 2,3 МДж/м<sup>2</sup> (без разрушения образцов) [5]. Также стоит заметить, что характерной особенностью технологической схемы ARB-метода является циклическое изменение размера зерна [6], при котором с ростом количества проходов размер зерна многократно сначала уменьшается, а затем увеличивается. В силу того, что конечные механические свойства объемного материала определяются размером зерна, то явление может иметь негативные последствия для конечного продукта в силу своей непредсказуемости.

Экспериментальная технологическая схема метода горячей пакетной прокатки, изображенная на рис. 2, заключается в выполнении следующих последовательных операций. В качестве исходных заготовок используются листовая прокат толщиной 0,5 мм промышленно-выпускаемых сталей двух марок, имеющих различное кристаллическое строение. Вначале поверхность листов обрабатывается, и они проходят мерную резку. Далее из нарезанных заготовок формируется многослойный пакет, который состоит из чередующихся друг с другом листов сталей по 50 шт. каждой марки. Многослойный пакет вакуумируется, а затем пластически деформируется методом горячей прокатки при температуре 1000 °С. В результате получается стослойная полоса толщиной 10 или 2 мм. Толщина отдельного слоя составляет 100 и 20 мкм. В качестве заготовок для повторения следующего цикла используются ранее полученные полосы. По окончании второго цикла прокатки количество слоев в полосах толщиной 10 и 2 мм достигает 2000, а толщина отдельного слоя составляет 5 и 1 мкм соответственно.

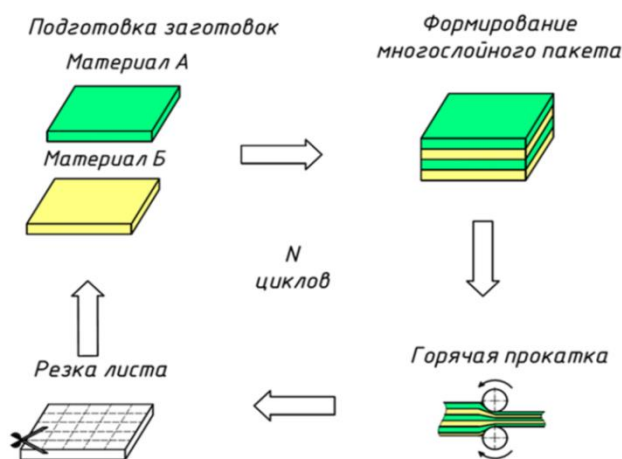


Рис. 2. Экспериментальная технологическая схема горячей пакетной прокатки

Конечный многослойный листовый материал обладает слоистой (ламинарной) структурой. Одним из условий получения такой структуры является недопустимость процессов структурной перекристаллизации на границах между слоями, которая может приводить к образованию общих зерен и сделать невозможным постепенное утонение слоев в материале. На примере композиции из сталей 30ХГСА и 08Х18 видно, что после проведения первого технологического цикла многослойный листовый материал обладает слоистой (ламинарной) структурой (рис. 2а) с большим количеством высокоугловых границ (угол разориентации не менее  $15^\circ$ ). Однако после реализации второго цикла, наблюдается нарушение слоистой структуры с образованием общих зерен между слоями (рис.2б).

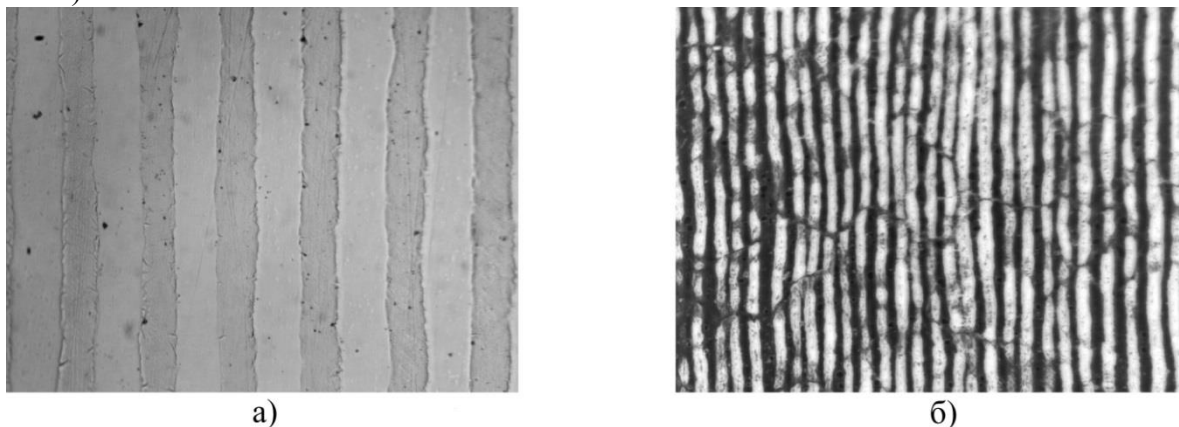


Рис. 2. Микроструктуры модельных композиций: а) – 30ХГСА и 08Х18 (образец после 1-го технологического цикла, толщина слоя 20 мкм); б) – 30ХГСА и 08Х18 (образец после 2-го технологического цикла, толщина слоя 5 мкм), изображение инвертировано

Структурное нарушение, изображенное на рис. 2б является недопустимым, т.к. приводит к неизбежной потере высоких механических свойств. Проведенный анализ показывает, что причиной этому структурному нарушению может быть следующее.

Во-первых, нужно учитывать, что каждый технологический цикл сопровождается снижением фактической температуры многослойной заготовки. Для поддержания постоянной температуры прокатки необходимо использовать предварительные подогревы между каждым проходом [7].

Во-вторых, исследования по изучению диффузионной подвижности легирующих элементов в многослойных материалах в процессе прокатки [8] показало их активную диффузию через слои в многослойном материале, приводящую к усреднению химического состава многослойного материала. Это в свою очередь вызывает и изменение положения критических точек материала. Исследованиями в этой области было



установлено смещение критических точек в область низких температур [9].

Из вышесказанного можно считать, что в ходе реализации технологической схемы может наблюдаться термоциклирование в диапазоне температур прямого превращения. В результате воздействия данного фактора возможно протекание фазовой и структурной перекристаллизации, приводящей к структурному нарушению ламинарности с образованием общих зерен между слоями (рис. 2б).

Поэтому можно сделать вывод о том, что одним из важных условий, влияющих на сохранение многослойной структуры, является исходный химический состав композитных заготовок. В процессе горячей пакетной прокатки происходят изменения, связанные с протеканием выравнивающей диффузии, усредняющей химический состав материала и меняющий температуру критических точек. Учитывая особенности используемого технологического процесса, можно считать, что дополнительным фактором, влияющим на сохранение ламинарного строения, является сохранение выбранной температуры горячей прокатки на протяжении всего цикла получения многослойного материала.

### Литература

1. Novel ultra-high straining process for bulk materials – development of the accumulative roll-bonding (ARB) process / Y. Saito, H. Utsunomiya, N. Tsuji, T. Sakai // *Acta Materialia*. – 1999. – Vol. 47. – P. 579-583.
2. Trial manufacture of ultrafine grained 430 stainless steel strip by cold-rolling and cladding / S. Nagayama, S. Torizuka, T. Komatsu // *Proceedings of the 2008 Japanese Spring Conference for the Technology of Plasticity*. May 23 - 25, 2008, Tsudanuma Chiba, Japan. – P. 341.
3. Identifying production conditions for ultrafine grained steel sheets on hot strip mill / I. Chikushi, S. Torizuka, T. Shintomi, T. Ohtani, K. Tsuzaki // *Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity*. – 2008. – Vol. 49. – P. 216-220.
4. Колесников, А.Г. Конструкционные металлические материалы с субмикро- и наноразмерной структурой / А.Г. Колесников, А.И. Плохих // *Вестник МГТУ им. Н.Э. Баумана. Сер. Приборостроение. Спецвыпуск «Наноинженерия»* – 2010. – С. 44-52.
5. Рудской, А. И. Перспективные технологии изготовления листа с субмикрокристаллической и наноструктурой / А. И. Рудской, Г. Е. Коджаспиров // *Вопросы материаловедения*. – 2009. – № 3(59). – С. 188-193.
6. Плохих, А.И. О возможности применения многослойных металлических материалов для изготовления баллонов высокого давления / А.И. Плохих // *Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Машиностроение*. – 2014. – Т. 16. – № 4. – С. 97-106.
7. Плохих, А.И. О влиянии температурного фактора на процесс получения многослойных металлических материалов / А.И. Плохих, А.А. Минаков // *Новые материалы и технологии в машиностроении*. – 2016. – №. 23. – С. 23-27.
8. Плохих, А.И. Исследование влияния диффузионной подвижности легирующих элементов на стабильность структуры многослойных металлических материалов [Электронный ресурс] / А.И. Плохих, Д.В. Власова, О.М. Ховова, В.М. Полянский // *Наука и образование: электронное научно-техническое издание*. – 2011. – №11. – Режим доступа: <http://technomag.edu.ru/doc/262116.html>.
9. Исследование температурных интервалов фазовых превращений в многослойных металлических материалах / А.И. Плохих, А.А. Минаков, П.П. Андреев, М.В. Щеголихин // *Известия Волгоградского государственного технического университета*. – 2015. – № 5 (160). – С. 125 – 129.

**Трибологическое поведение и особенности  
фрикционно-усталостного разрушения тонких  
алмазоподобных покрытий, полученных с помощью  
вакуумно-дугового напыления**

*TRIBOLOGICAL BEHAVIOR AND FRICTION FATIGUE DAMAGE  
PECULIARITIES IN THIN DIAMONDLIKE COATINGS OBTAINED  
BY VACUUM-ARC DEPOSITION*

**Д.А. Токарев, Е.А. Марченко – к.т.н., О.С. Антонова, М.М. Хрущов – к.ф.-м.н.**  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия  
e-mail: michel\_x@mail.ru

**Abstract.** The parameters of thin (~ 300 nm) diamond-like carbon (DLC) coatings obtained by vacuum-arc deposition especially their tribological properties and resistance to friction fatigue have been investigated. It has been demonstrated that the alloying of DLC coatings with nitrogen may improve their performance as compared to unalloyed coatings. The possible reasons for this and the peculiarities of friction fatigue failure in thin DLC coatings have been discussed.

**Keywords:** vacuum-arc deposition, alloying with nitrogen, N-DLC, tribological properties, friction fatigue failure.

**Аннотация.** Исследовали характеристики вакуумно-дуговых алмазоподобных покрытий толщиной ~ 300 нм, в том числе их трибологические свойства и сопротивление фрикционной усталости. Показано, что легирование азотом может позволить улучшить работоспособность покрытий. Обсуждаются возможные причины этого, в частности, особенности фрикционно-усталостного разрушения исследованных покрытий.

**Ключевые слова:** вакуумно-дуговое нанесение, легирование азотом, трибологические свойства, фрикционно-усталостное разрушение.

Исследовали тонкие алмазоподобные покрытия в нелегированном состоянии и после легирования их азотом, использование которого, согласно литературным данным [1], в ряде случаев может способствовать повышению трибологических характеристик. В качестве метода нанесения покрытий использовали катодно-дуговое испарение в вакууме.

Вакуумно-дуговые АПП толщиной 300 нм получали с помощью источника плазмы импульсного катодно-дугового разряда с графитовым катодом на установке вакуумно-дугового напыления CreepService SARL (Швейцария), схема которой представлена на рис. 1. Для стимуляции процесса поджога дуги графитового катода использовалось импульсное лазерное излучение. Предварительно поверхность покрытий подвергали ионной очистке, бомбардируя последовательно ионами аргона и титана. Непосредственно перед нанесением алмазоподобного покрытия на подготовленную таким образом поверхность подложки наносили титановый подслои толщиной нм, сформированный вакуумным электродуговым методом с сепарацией потока металлической низкотемпературной плазмы. Технологический процесс нанесения АПП покрытия состоял из ряда этапов и описан в работе [2]. Легирование получаемых азотом достигалось путем его подачи в рабочую камеру в процессе распыления графитового катода. Покрытия наносили на подложки из стали марки 12X18H10T в виде шайб диаметром 35 мм, толщиной 1,5 мм. Напыление проводилось на торцевые поверхности образцов, отполированные до шероховатости  $Ra = 0.06$  мкм, предварительно подвергнутые УЗ очистке.

Полученные покрытия в дальнейшем подвергались комплексному исследованию, при котором изучались их структура, тип химических связей, микро- и наномеханические свойства, коэффициент трения и работоспособность в условиях тяжело нагруженного

фрикционного несмазанного контакта.

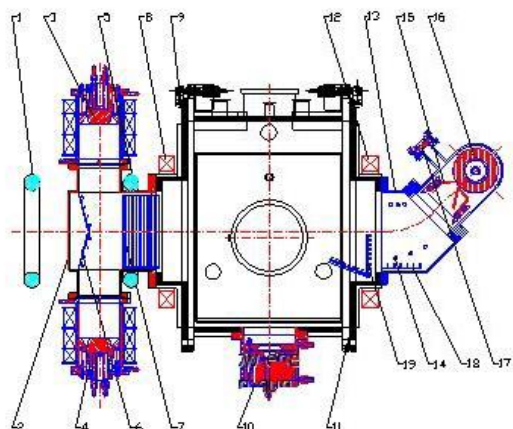


Рис. 1. Принципиальная схема установки вакуумно-дугового напыления: 1,5 – соленоид; 2 – камера фильтрации; 3,4 – титановая мишень; 6,7 – ловушка для частиц; 8,12 – соленоиды для удержания плазмы; 9,11 – водяное охлаждение; 10 – ионная пушка; 13 – камера фильтрации; 14 – углеродный фильтры; 15 – анод; 16 – графитовый катод; 17 – окно лазерной инициации разряда; 18, 19 – система фильтрации.

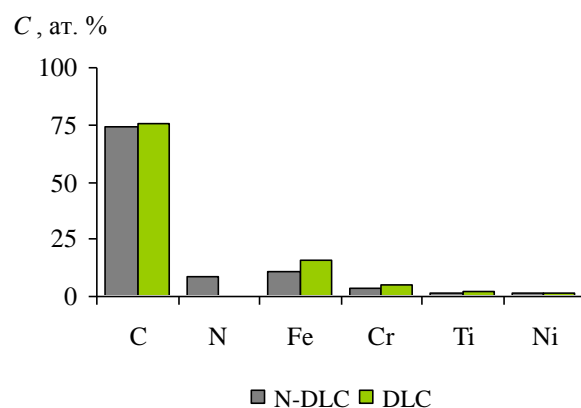


Рис. 2. Результаты микрорентгеноспектрального анализа химического состава АПП без легирования (DLC) и с легированием азотом (N-DLC); присутствие в спектре линий металлов, входящих в состав подложки, объясняется малой толщиной покрытий и наличием титанового подслоя.

Для исследования микроструктуры, морфологии дорожек трения и химического состава покрытий использовали растровый электронный микроскоп JSM-6610 LV, JEOL (Япония), оснащенный системой энергодисперсионного микроанализа INCA, Oxford Instruments (Великобритания). При проведении микрорентгеноспектрального анализа (МРСА) покрытий возможным наличием в них водорода пренебрегали, поскольку при использованной технологии нанесения можно было предположить полное его отсутствие.

Сравнительная оценка трибологических характеристик покрытий при трении скольжения в условиях без смазки проводилась на шариковом трибометре для оценки фрикционно-контактной усталости материалов [3]. Схема испытаний – «неподвижный сферический индентор – вращающийся образец». Кроме определения коэффициента трения и величины износа этот прибор используется также для построения кривых фрикционной усталости. При соответствующем диаметре сферы, при котором диаметр пятна касания сопоставим с параметрами шероховатости поверхности, результаты эксперимента можно представить в координатах «контактное давление – число циклов до разрушения». При записи силы трения на трибограмме, как правило, можно выделить две критические точки: начало разрушения, при котором наблюдается развитие интенсивных колебаний силы трения, и точку, соответствующую выходу на стационарный режим трения по поверхности, обновленной разрушением. Оценку  $N$ , согласно [4], рекомендуется вести по второй критической точке, которую вычисляют как среднее результатов серии повторных опытов при каждом значении нагрузки на индентор  $P$ .

При изучении трибологических характеристик АПП использовали индентор в виде шарика из  $\text{Si}_3\text{N}_4$  диаметром 6 мм. Испытания проводились на воздухе при частоте вращения образца 100 об/мин в течение часа.

Данные по химическому составу покрытий, полученные с помощью МРСА, приведены на рис. 2. Присутствие в спектре линий металлов, входящих в состав подложки, а также титана объясняется малой толщиной покрытий и наличием в них титанового подслоя, наносимого для улучшения адгезии. Согласно этим данным в легированном азотом покрытии N-DLC отношение

отношение  $\frac{[N]}{[C]+[N]} = 0,1$ , т.е. доля азота

составляет ~ 10 %, а доля углерода – 90 %.

Результаты трибологических испытаний приведены на рис. 3.

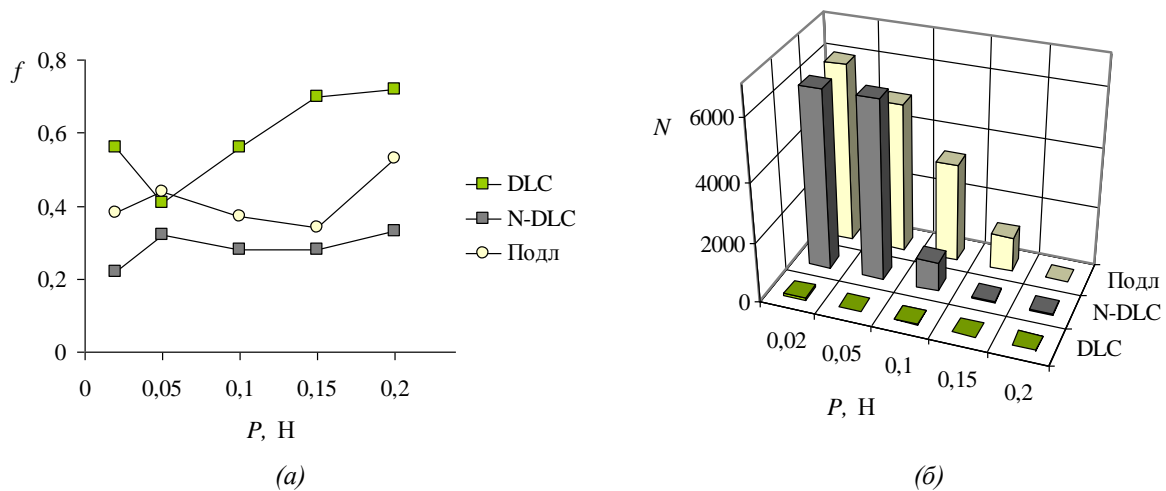


Рис. 3. Зависимости от приложенной нагрузки (а) коэффициентов трения  $f$  и (б) числа циклов  $N$  до начала фрикционно-усталостного разрушения АПП без легирования (DLC), с легированием азотом (N-DLC) и материала подложки (12X18H10T).

Данные по коэффициенту трения (рис. 3, а) говорят о низких антифрикционных свойствах нелегированного алмазоподобного покрытия ( $f = 0,3...0,7$ , причем с ростом нагрузки величина коэффициента трения постепенно возрастает до максимальных значений), которые оказались выше, чем у материала подложки ( $f = 0,4...0,5$ ). В этой связи можно отметить, что легирование покрытий азотом способствует улучшению антифрикционных характеристик – коэффициент трения исследованных покрытий лежал в интервале  $0,2...0,3$  во всем диапазоне использованных нагрузок на сферический индентор из нитрида кремния, использованный при испытаниях.

Работоспособность нелегированных алмазоподобных покрытий оказалась крайне низкой и составляла не более 100 циклов во всем диапазоне нагрузок. Легирование азотом оказывало значительный положительный эффект на долговечность покрытий N-DLC, которые показали  $N > 6000$  циклов при нагрузках 0,02 и 0,05 Н и  $N \approx 1000$  при  $P = 0,1$  Н.

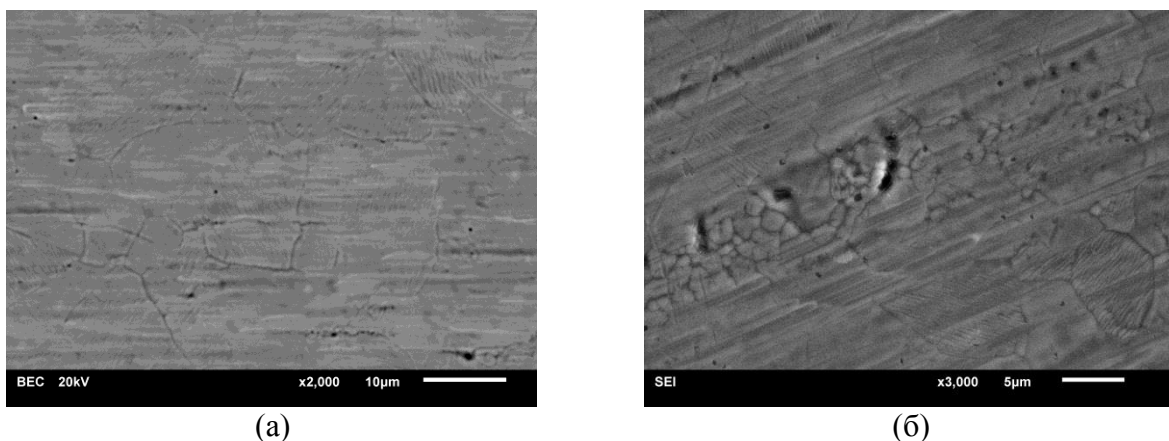


Рис. 4. Изменение состояния поверхности нелегированного вакуумно-дугового АПП при трении: (а) – исходное состояние до испытаний ; (б) – дорожка трения со следами образования сквозных пор и частичной фрагментации материала покрытия внутри областей, ограниченных границами отдельных зерен основы, и характерным для условий контактной деформации основы «полосатым» контрастом внутри зерен последней.

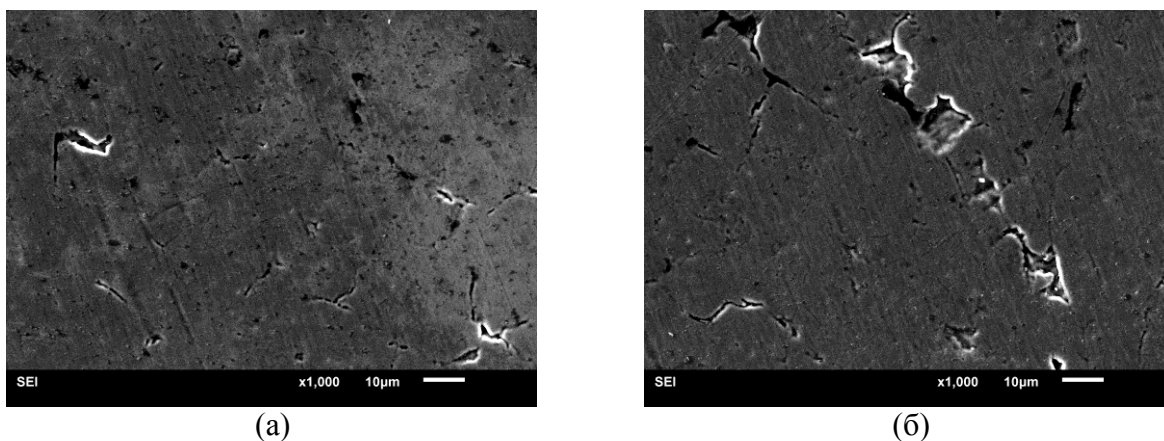


Рис. 5. Последовательное развитие процессов поверхностного разрушения в легированном азотом покрытии N-DLC с ростом нагрузки  $P$ : (а) – дорожка трения при  $P = 0,10$  Н; (б) – дорожка трения при  $P = 0,15$  Н.

При исследовании морфологии поверхностей трения покрытий и характера их поверхностного разрушения с помощью РЭМ было установлено, что в покрытиях обоих типов, локальные дефекты на дорожках трения, ведущие в дальнейшем к усталостным повреждениям, развиваются по границам зерен подложки и на тройных стыках их границ (рис. 4–5). Поверхность тонкого алмазоподобного покрытия, таким образом, фактически «наследовала» зёрненную структуру материала основы.

#### Выводы

1. Путем вакуумно-дугового нанесения, используя графитовый катод, получены легированные азотом алмазоподобные покрытия, содержащие ~ 10 ат. % азота и имеющие толщину ~ 300 нм.

2. Легирование азотом вакуумно-дуговых покрытий, обладающих алмазоподобной структурой, дает возможность улучшить их работоспособность по сравнению с покрытиями а-С, полученными по той же технологии, однако коэффициент трения а-С:N, хотя и заметно снижается, все еще остается на уровне 0,2...0,35.

3. Установлено, что поверхностный рельеф исследованных в работе тонких покрытий а-С и а-С:N повторяет особенности зеренной структуры на поверхности подложки.

4. Исследование характера повреждений, возникающих на поверхности покрытий при трении в условиях тяжело нагруженного несмазанного контакта, показало, что разрушение при трении в таких покрытиях первоначально зарождаются в областях вблизи границ зерен подложки и их тройных стыков.

*Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 15-08-05264).*

#### Литература

1. Хрущов М.М. Легированные алмазоподобные покрытия триботехнического назначения // Современные технологии модифицирования поверхностей деталей машин / Под ред. Г.В. Москвитина. М.: УРСС / ЛЕНАНД. 2013. С.78-113.
2. 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 // Нанотехнологии. 2013. № 11. С. 35-38.
3. Комбалов В.С. Методы и средства испытаний на трение и износ конструкционных и смазочных материалов: Справочник / Под ред. Фролова К.В., Марченко Е.А. М.: Машиностроение, 2008. 384 с.
4. Методика расчетной оценки износостойкости поверхностей трения деталей машин. М.: Изд-во стандартов, 1979. 100 с.



## **СЕКЦИЯ 7.**

**Сопротивление длительному  
статическому и циклическому  
деформированию и разрушению  
конструкционных материалов,  
работающих в экстремальных  
условиях**

**КАВИТАЦИОННАЯ СТОЙКОСТЬ ИЗДЕЛИЙ С КОМПОЗИТНЫМ  
ПОВЕРХНОСТНЫМ СЛОЕМ ИЗ МАТЕРИАЛОВ С ЭПФ**  
*CAVITATION RESISTANCE OF PARTS WITH A COMPOSITE SURFACE  
LAYER OF MATERIALS WITH EPF*

Д.В. Дмитренко<sup>1</sup> – к.т.н., ст.преп., Ж.М. Бледнова<sup>1</sup> – д.т.н., зав. каф. ДиПМ,  
Э.Ю.О. Балаев<sup>1</sup> – аспирант

<sup>1</sup> ФГБОУ ВО Кубанский государственный технологический университет  
e-mail: [ddv-kk@yandex.ru](mailto:ddv-kk@yandex.ru), [blednova@mail.ru](mailto:blednova@mail.ru)

**Abstract.** Research cavitation resistance of steel specimens with a multifunctional surface layer of materials with shape memory effect (SME), formed by high-speed flame spraying, possible to determine the influence of the main factors.

**Key words:** cavitations, resistance, coatings, materials with shape memory effect.

**Аннотация.** Исследования кавитационной стойкости стальных образцов с многофункциональным поверхностным слоем из материалов с эффектом памяти формы, сформированным высокоскоростным газопламенным напылением, позволили определить влияния основных факторов.

**Ключевые слова:** кавитация, стойкость, покрытия, материалы с эффектом памяти формы.

Повышение надежности деталей машин, работающих в условиях интенсивной кавитационной эрозии и в агрессивных средах, является задачей большого значения для долговечности работы техники и, следовательно, экономической эффективности работы промышленных предприятий. Особенно остро стоит эта проблема в гидромашиностроении и судостроении.

Задачей современного гидромашиностроения является максимальное увеличение единичных мощностей насосных агрегатов. Решение этой проблемы связано с повышением числа оборотов и коэффициента быстроходности рабочего колеса насоса. При работе центробежных насосов часть жидкости из области высокого давления проходит, через щель между рабочим колесом и корпусом насоса, в зону низкого давления. В движущемся потоке жидкости при определенных гидродинамических условиях происходит нарушение сплошности потока и образуются полости, каверны, пузыри. Затем они сокращаются и исчезают, т.е. происходит явление кавитации. При замыкании полостей поверхность металла, контактирующая с жидкостью, подвергается гидравлическим ударам, под воздействием которых и происходит разрушение, эрозия металла.

В судостроении одним из самых высоконагруженным элементов судна является гребной винт. Эксплуатационная надежность гребного винта существенно зависит от технологических факторов (поры, включения, остаточные напряжения и т.д.) и эксплуатационных (коррозия, эрозия, кавитация, усталость, механические повреждения). Коррозии обычно подвергаются винты из углеродистой стали. Коррозионно-эрозионные разрушения происходят довольно быстро вследствие начальных мелких разъеданий лопастей как на нагнетающей, так и на засасывающей поверхностях. Гребные винты из медных сплавов обладают меньшей прочностью по сравнению со стальными и имеют склонность к интенсивному разрушению вследствие коррозионного растрескивания под воздействием морской воды. Наиболее коррозионнотойкими в морской воде и обладающими достаточной механической прочностью являются винты из нержавеющей стали аустенитно-ферритного класса, но их использование ограничено по экономическим соображениям. В таблице 1 представлен количественный анализ повреждений лопастей гребных винтов. [1]



Таблица 1. Количественные характеристики повреждений лопастей гребных винтов.

Количество судов	Количество повреждений	Виды повреждений и их доля в общем количестве		
		Трещины	Коррозия	Эрозия
<i>Стальные винты</i>				
316	776	230 / 29,6%	95 / 12,2%	44 / 5,6%
<i>Винты из цветных металлов</i>				
410	982	177 / 18,1%	170 / 17,3%	89 / 9,1%

Еще одной причиной снижения прочности винтов является кавитация. Она проявляется в виде дефектов на кромках засасывающей поверхности лопасти в виде кавитационно-эрозионных повреждений с удалением частичек металла, в результате чего поверхность становится пористой и снижается ее прочность.

Эффективными способами повышения прочностных свойств и сопротивления коррозионно-эрозионным воздействиям являются термические и термомеханические упрочняющие обработки и нанесение на поверхность металла защитных покрытий [2]. Поэтому, создание экономичных защитных многофункциональных покрытий из композитных материалов для борьбы с коррозионно-эрозионным разрушением, особенно в агрессивных рабочих средах, является актуальной научно-технической задачей.

Анализ структурных составляющих критерия кавитационной стойкости деталей с композитными многослойными покрытиями представлен на рис. 1. Основные факторы, от которых зависит кавитационная стойкость деталей с композитными многослойными покрытиями, определяются следующим набором: склонность покрытия к деформационному упрочнению, адгезионная прочность слоев покрытия, микротвердость и плотность покрытия, однородность структуры, наличие концентраторов напряжения, шероховатость поверхности и коррозионная стойкость покрытия. [3,4,5]



Рис. .1 Структурные составляющие критерия кавитационной стойкости деталей с композитными многослойными покрытиями, (в % указана относительная степень влияния критерия в общей структуре, жирным выделены преобладающие критерии)

В работах [1] и [6] показана целесообразность формирования композиционных поверхностных слоев из материалов с эффектом памяти формы для повышения функциональной надежности изделий. Эти материалы при определенных условиях проявляют эффект псевдоупругости, который способен создавать большие смещения и значительные активные/реактивные напряжения, а также может запасаться значительное количество энергии и затем преобразовываться в механическую энергию деформации, тем самым проявляя демпфирующие свойства. А создание композитных многофункциональных поверхностных слоев на основе материалов с ЭПФ позволит комплексно решать задачи защиты поверхности не только от кавитационной и

коррозионной эрозии, но и повышать стойкость деталей, работающих при циклических нагрузках.

На рис. 2 представлен фрагмент многофункционального композитного покрытия на основе никелида титана, легированном цирконием, и износостойким слоем из кубического нитрида бора. [6]

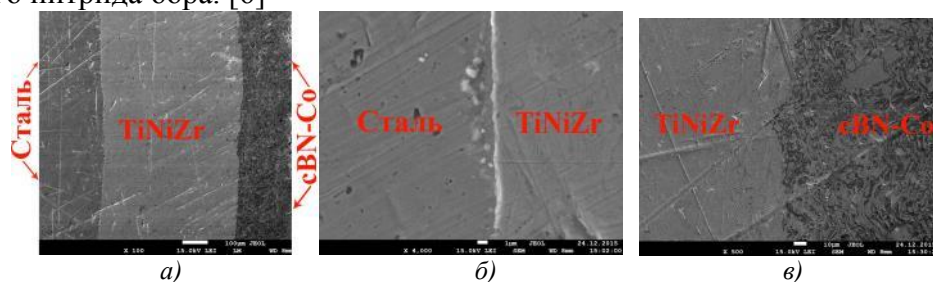


Рис. 2 Структура композитных слоев TiNiZr-cNB-10%вес.Со, а)  $\times 100$ , б)  $\times 4000$ , в)  $\times 500$

В работе [6] показано повышение долговечности образцов из стали 45+TiNiZr-cNB-10%Со на многоцикловую усталость при изгибе с вращением на 72,7%; износостойкость стали 45 с композиционными поверхностными слоями увеличилась в 5,8÷6 раз. Для более полной оценки стойкости композитных покрытий на основе материалов с ЭПФ целесообразно провести испытания на кавитационную стойкость в агрессивной среде, в качестве которой выбрать морскую воду.

Испытания на кавитационную стойкость проводились в соответствии с американским стандартом ASTM G32-10 (Standard Test Method for Cavitation Erosion Using Vibratory Apparatus), с применением ультразвуковой вибрационной установки и стандартной статистической обработкой полученных экспериментальных данных. [7] Кавитационному воздействию подвергались образцы из стали 45 с нанесенным на них методом высокоскоростного газопламенного напылением покрытием состава TiNiZr-cNB-10%Со. Исследования проводились на специальном стенде, включающем ультразвуковой магнитострикционный преобразователь с концентратором акустических колебаний и экспериментальным образцом цилиндрической формы, погруженным в ванну с морской водой. Определение результатов кавитационного воздействия на образцы с покрытиями и без покрытий осуществлялось следующими методами: оценка параметра весового износа и микроскопия поверхности с последовательным анализом снимков.

Подробно исследованы на кавитационную стойкость образцы с многослойными покрытиями на основе TiNi (табл. 2), которые показали, что покрытия состава TiNiZr-cNB-10%Со по кавитационной стойкости сопоставимы с нержавеющей сталью 12X18H10T.

Таблица 2. Кавитационная стойкости покрытий с ЭПФ.

Состав покрытия	Толщина слоя, мм	Потери массы за 6 часов испытания, мг / см <sup>2</sup>
TiNi	0,3–0,5	55,9
TiNiZr	0,4–0,6	48,3
TiNiHf	0,4–0,6	44,7
TiNi+ TiNiZr	0,3–0,5+0,4–0,6	38,1
TiNi+ TiNiHf	0,3–0,5+0,4–0,6	42,6
TiNi+ TiNiZr+cNB-Co	0,3–0,5+0,4–0,6+0,1–0,02	25,6
Сталь 45	-	95,5
Сталь 12X18H10T	-	22,4

Кавитационное разрушение поверхности образцов без покрытий проявляется уже через 2 часа проведения испытаний (рис. 3, а). Повышенная шероховатость поверхности способствует интенсификации процесса кавитационного разрушения (рис. 3, б). Сравнительные исследования кавитационной стойкости многослойных композитных

покрытий на основе материалов с эффектом памяти формы, показали, что наибольшее влияние на кавитационную стойкость покрытия в агрессивных средах оказывают дефектность структуры и адгезионная прочность покрытия. Так, наличие в структуре покрытия дефекта (рис. 3, в) в 5 раз снижает кавитационную стойкость в месте образования дефекта при испытаниях в морской воде.

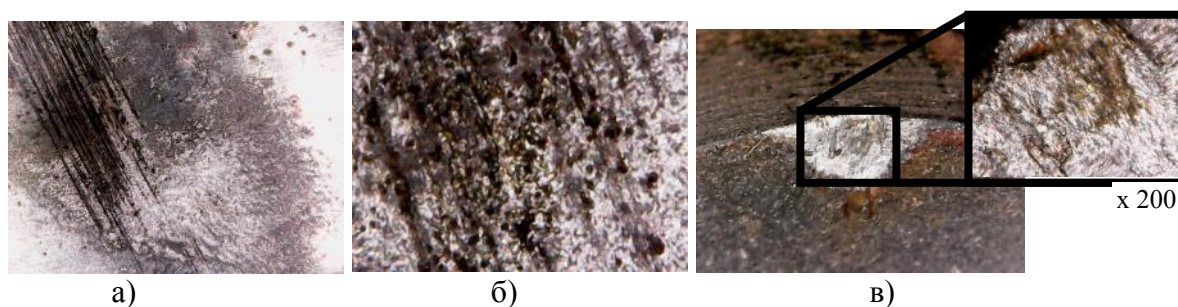


Рис. 3 Кавитационные разрушения поверхности образцов,  
 а)  $\times 50$ , сталь 45 без покрытия через 2 часа; б)  $\times 200$ , сталь 45 без покрытия через 2 часа; в)  $\times 50$ , дефект на образце из стали 45 с покрытием TiNiZr после 4 часов испытаний.

Кавитационная стойкость композитного покрытия с внешним износостойким слоем из тугоплавких соединений толщиной 100 мкм, полученных высокоскоростным газопламенным напылением механически активированных в планетарной мельнице порошковых материалов, повышается в 4-5 раз по сравнению с деталями без покрытия при условии того, что покрытие не имеет дефектности структуры, а при наличии дефектов кавитационная стойкость повышается не более чем в 3 раза. Это связано с расслаиванием поверхностных слоев покрытия.

*Работа выполнена при поддержке гранта Российского научного фонда,  
 Соглашение № 15-19-00202.*

## Литература

1. Blednova Zh.M., Rusinov P.O., Dmitrenko D.V. Failure analysis of screw propellers and increase of fail safety by surface modification with multicomponent materials with shape memory effect // Procedia Structural Integrity №2 (2016). p.1497–1505.
2. Половинкин В.Н. Перспективные конструкционные материалы для специальной морской техники, судостроения и военного кораблестроения. [Электронный ресурс] Режим доступа: <http://www.proatom.ru/modules.php?name=News&file=article&sid=5778>.
3. В.Ю. Шестоперов. Кавитационное разрушение материалов и критерии оценки их эрозионной стойкости / Труды НГТУ им. Р.Е. Алексеева. 2013. № 5 (102). С. 79-83.
4. А.М. Долгих. Повышение кавитационной стойкости деталей машин нанесением защитных покрытий / Вестник Полоцкого государственного университета. Серия В: Промышленность. Прикладные науки. 2011. № 3. С. 76-80.
5. С. Чернега. Критерии выбора покрытий в условиях кавитационного изнашивания / International scientific conference. Gabrovo. 19 – 20 November 2010. с. II-189 – II-192.
6. Rusinov P.O., Blednova Zh.M, Balaev E.Y. Dmitrenko D,V, Formation of composite layers TiNiZr-cBN-Co, working in conditions of cyclic loading and reverse friction. Procedia Structural Integrity 2 (2016) 1506-1513. Symposium «Functional Fatigue, Fracture and Failure Analysis of Shape Memory Alloys and Devices» ECF21 Catania, June 20-24, 2016 p.1506–1513.
7. А.И. Петров, М.М. Скобелев, А.Г. Ханычев. Исследование сравнительной стойкости к кавитационной эрозии образцов материалов и покрытий проточной части гидромашин / Вестник МГТУ им. Бумана. Сер. «Машиностроение». 2015. №2 с. 128-137.

## “ВРЕМЯ ЖИЗНИ” ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ “LIFETIME” OF CONSTRUCTION ELEMENTS

В.И. Ванько - д.т.н., профессор

Московский государственный технический университет им. Н.Э. Баумана  
vvanko@mail.ru

**Abstract.** We study the deformation processes of constructions elements in quasi-static arrangement— bar buckling, cylindrical shell of finite length under external pressure. We introduce the following notions: correctness of quasi-static arrangement, loading capacity of construction elements. Under “a lifetime” we understand: 1) a maximum load that the construction element bears if a growing load effects elastoplastic construction; 2) a physical time from the start of the deformation process until the moment of quasi-static arrangement correctness failure if the material features depend on time.

**Keywords:** correctness of quasi-static arrangement, loading capacity of construction element, lifetime, hinged bar, buckle, cylindrical shell of finite length, external side pressure, large displacements.

**Аннотация.** В квазистатической постановке изучаются процессы деформирования элементов конструкций – продольный изгиб и выпучивание в условиях ползучести упругопластического стержня, цилиндрическая оболочка конечной длины под внешним гидростатическим давлением. Вводятся понятия: корректность квазистатической постановки, несущая способность элемента конструкции. Под “временем жизни” понимаем: 1) наибольшее значение возрастающей нагрузки, если элемент упругопластический; 2) физическое время от начала процесса деформирования до момента нарушения корректности квазистатической постановки, если свойства материала зависят от времени (например, в условиях ползучести).

**Ключевые слова.** Шарнирно опёртый стержень, цилиндрическая оболочка конечной длины, корректность квазистатической постановки, несущая способность, время жизни, продольная сила, внешнее гидростатическое давление.

1. Работы Ф. Энгессера и Ф. Ясинского способствовали формированию понятий касательно- и приведённо-модульной критических сил при изучении продольного изгиба упругопластических (линейное упрочнение) стержней [1–3].

В работе [4] Т. Карман обобщил эти понятия на стержни из материалов с любой « $\sigma \sim \varepsilon$ » диаграммой и построил зависимости «критическое напряжение – гибкость» (« $\sigma_{кр} \sim \lambda$ » диаграммы): используя мгновенный касательный модуль – кривая « $\sigma_{кр} \sim \lambda_t$ », приведенный модуль – кривая « $\sigma_{кр} \sim \lambda_k$ »; проводя эксперименты на сжатие стальных стержней, отметил: опытные точки кривой « $\sigma_{кр} \sim \lambda$ », в основном, соответствуют концепции касательного модуля и группируются около кривой « $\sigma_{кр} \sim \lambda_t$ », что противоречит концепции Энгессера–Ясинского о разгрузке в поперечном сечении [2, 3].

Этот «парадокс» был разъяснен в статьях Ф. Шэнли (статически определяемая стержневая модель [5]) и Ю.Н. Работнова (стержень сплошного сечения [6]).

Изучаем процесс продольного изгиба шарнирно опёртого упругопластического стержня под действием возрастающей либо постоянной (в условиях ползучести) силы.

Введено понятие о корректности квазистатической постановки (о несущей способности): положительному приращению силы или времени соответствует положительное приращение прогиба. Получено достаточное условие корректности: при любых « $\sigma \sim \varepsilon$ » диаграммах и любых законах ползучести стержень «несёт» нагрузку, пока жёсткость срединного сечения больше приложенной силы (в безразмерных параметрах: сила, напряжения и деформации отнесены к соответствующим эйлеровым величинам).

В развитие идеи Шэнли–Работнова о продолжающемся нагружении показано, что характер процесса (с разгрузкой либо без разгрузки в поперечном сечении) зависит от величины начального прогиба и от скорости нагружения [7].

На рис. 1 представлены диаграммы « $\sigma_{кр} \sim \lambda$ » для упругопластического стержня прямоугольного поперечного сечения (материал – дюралюмин Д16Т; использована диаграмма « $\sigma \sim \varepsilon$ » сжатия образца, полученная в экспериментах А.С. Вольмира [8]): при «малом» начальном прогибе  $w_0 = 0,00001$  вычисленные точки « $\sigma_{кр} \sim \lambda$ » ложатся на кривую « $\sigma_{кр} \sim \lambda t$ », при этом процесс изгиба вплоть до исчерпания несущей способности стержня протекает без разгрузки в точках срединного сечения; при  $w_0 = 0,1$  точки « $\sigma_{кр} \sim \lambda$ » ложатся на кривую « $\sigma_{кр} \sim \lambda k$ », и процесс изгиба происходит с разгрузкой ( $w_0(x) = w_0 \sin \pi x/L$  – начальный прогиб стержня, отнесенный к половине высоты прямоугольного сечения), что повышает несущую способность стержня.

Подобная тенденция выявлена и при изменении скорости нагружения (под скоростью нагружения понимаем величину приращения безразмерной продольной силы  $\Delta p$  при использовании процедуры метода последовательных нагружений): при  $\Delta p = 10^{-3}$  («быстрое» нагружение) наши точки « $\sigma_{кр} \sim \lambda$ » ложатся на кривую « $\sigma_{кр} \sim \lambda t$ », рис. 2; при  $\Delta p = 10^{-5}$  («медленное» нагружение) – на кривую « $\sigma_{кр} \sim \lambda k$ », рис. 3.

Подтверждена концепция Хоффа–Веубеке: при выпучивании упругопластического стержня в условиях ползучести (под постоянной силой) жёсткость срединного сечения с течением времени непрерывно падает и, наконец, в момент  $t = t^*$  (критическое время) становится равной приложенной силе, т. е. продольная сила при  $t = t^*$  становится критической по Эйлеру [9, 10]. В этом случае скорость прогиба равна бесконечности при конечном прогибе, рис. 4.

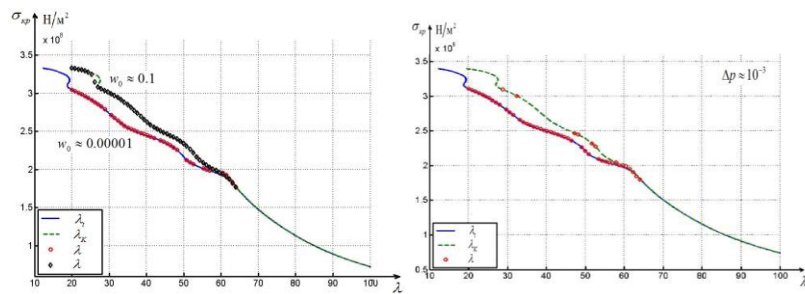


Рис. 1

Рис. 2

Зависимость  $\sigma_{кр}$  от величины начального прогиба

Зависимость  $\sigma_{кр}$  от скорости нагружения: “большая” скорость

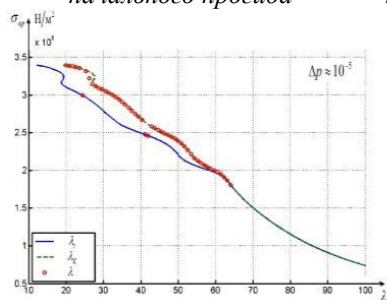


Рис. 3

Зависимость  $\sigma_{кр}$  от скорости нагружения: “малая” скорость

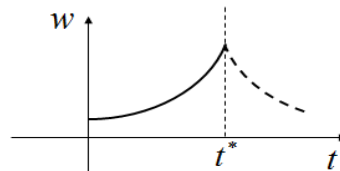


Рис. 4

Зависимость прогиба стержня в срединном сечении от времени

2. При изучении процесса развития больших перемещений точек нейтральной оси кольца под внешним гидростатическим давлением, первоначально имеющего слабую овальность формы, была использована кинематическая схема: форма кольца (поперечного сечения бесконечно длинной цилиндрической оболочки) аппроксимируется сопряжением двух окружностей радиусов  $R_1$  и  $R_2$  ( $R_2 > R_1$ ), рис. 5.

Здесь, ввиду центральной симметрии формы кольца, рассматривается только

первая четверть в осях  $XOY$ . Точка сопряжения  $C$  при малой начальной овальности, соответствующая значению полярного угла  $\psi \approx \pi/4$ , такова, что в ней внутренний изгибающий момент равен нулю. Считаем, что в точке сопряжения изгибающий момент в процессе деформирования также равен нулю [11].

Дальнейшее движение происходит так, что  $b(t) \rightarrow 0$ , рис. 5. Решение задачи доводится до состояния  $b=0$  – до полного сплющивания. При этом в случае ползучести (внешнее давление, достигнув некоторой величины, остается постоянным) возможно определить время сплющивания  $\tau^*$ ; для упруго-пластической оболочки – соответствующее значение параметра нагружения – критическое давление.

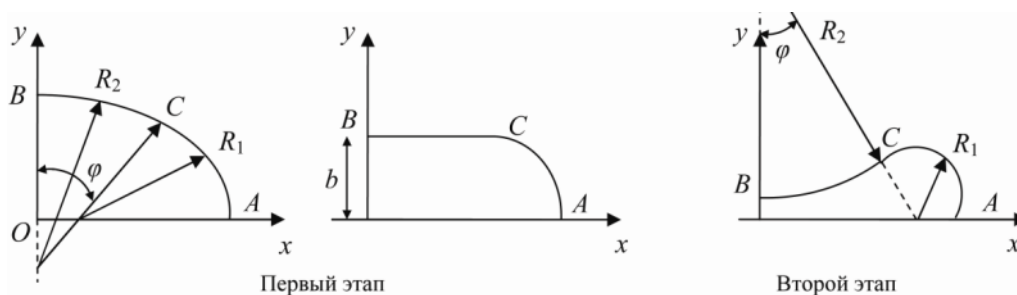


Рис. 5 Кинематическая модель процесса деформирования срединного сечения оболочки

Рассматриваем цилиндрическую оболочку конечной длины,  $-L \leq z \leq L$ , толщиной  $2h$ , поперечное сечение которой – овал с полудиаметрами  $a_0$  и  $b_0$  ( $a_0 > b_0$ ). Ось  $Oz$  направлена перпендикулярно чертежу (рис. 5). Процесс сплющивания конечной оболочки происходит так, что существуют две плоскости симметрии –  $YOZ$  и  $XOZ$ .

Принимаем основные положения полубезмоментной теории оболочек, [12]: изгибающими моментами в плоскостях  $YOZ$  и  $XOZ$  пренебрегаем, учитываем только моменты в поперечных сечениях.

Решение проблемы, в силу изложенных выше допущений, сводится к рассмотрению задачи для системы двух нелинейных обыкновенных дифференциальных уравнений, разрешённых относительно первых производных  $\dot{R}_1$  и  $\dot{R}_2$  (по времени или по параметру нагружения) при соответствующих начальных условиях [13].

Итак, система разрешающих уравнений имеет вид:

$$\begin{cases} \dot{R}_1 = f_1(R_1, R_2, k, \delta, \gamma), \\ \dot{R}_2 = f_2(R_1, R_2, k, \delta, \gamma). \end{cases} \quad (1)$$

Здесь  $\delta$  и  $\gamma$  – параметры длины и толщины (длина и толщина оболочки отнесены к  $\pi R_0 / 2$ ); коэффициент  $k$  характеризует способ закрепления концевых сечений оболочки:  $k = 1/2$  при жёсткой заделке,  $k = 1/4$  при шарнирном опирании.

В таблице 1 приводятся результаты вычисления времени  $\tau^*$  окончания первого этапа – появления горизонтального участка в срединном сечении при различных значениях параметра удлинения. Материал – линейно вязкий, параметр толщины фиксирован  $\gamma = 0.01$ ;  $\delta = \infty$  – соответствует бесконечно длинной оболочке – кольцу. Время  $\tau^*$  – безразмерное.

Таблица 1.

$\delta$	$25 \leq \delta < \infty$	$10 \leq \delta < 25$	$\delta = 5$
$\tau^*$	108	154	1080

Для линейной упругости в случае малых перемещений критическим назовем такое значение внешнего давления  $p = p^*$ , когда перемещения точки  $B$  стремятся к бесконечности – особенность решения системы (1) в случае ее линеаризации.

Получена формула критического давления для упругой оболочки конечной длины

( $\nu$  – коэффициент Пуассона) [13]:

$$p^* = \frac{2}{3} \cdot \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{h}{R_0} \right)^3 \cdot \left( \sqrt{2} + 1 + 4k \left( \frac{\pi R}{2L} \right)^2 \right). \quad (2)$$

В [14] при изучении равновесия круговой формы кольца под действием гидростатического давления выведена формула критического по Эйлеру значения давления, когда по дуге окружности образуются две полуволны синусоиды. При замене изгибной жёсткости кольца на цилиндрическую жёсткость оболочки толщиной  $2h$  получим критическое давление для бесконечно длинной оболочки:

$$p_{\text{Э}} = 2 \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{h}{R} \right)^3. \quad (3)$$

Из формулы (2) при  $L \rightarrow \infty$  имеем

$$p^* = 2 \frac{E}{1-\nu^2} \left( \frac{h}{R} \right)^3 \frac{\sqrt{2}+1}{3},$$

т.е.  $p^* = 0.806 p_{\text{Э}}$  – результат представляется вполне естественным: в нашем подходе при давлении  $p > 0$  сразу начинается процесс деформирования, и сечение оказывается более податливым, чем при эйлеровом рассмотрении.

По формуле (2) вычислим критические давления для различных видов закрепления конечных сечений оболочки. Шарнирное опирание:  $k = 1/4 \implies p_{\text{кр}} = 0.84 p_{\text{Э}}$ ; жёсткая заделка конечных сечений:  $k = 1/2 \implies p_{\text{кр}} = 0.88 p_{\text{Э}}$ .

В [13] изложены результаты решения системы (1) для упругой цилиндрической оболочки конечной длины: характерная “критическая” конфигурация срединного сечения (весьма малое отклонение от начальной, почти круговой формы) и график  $R_2 = R_2(p)$  ( $dR_2/dp \rightarrow \infty$  при  $p = 0.8$ ).

## Литература

1. Engesser F. Über Knickfestigkeit gerader Stäbe // Zeitschrift Architekt und Ingenieur vom Verein zu Hannover. 1889. Bd. 35. S. 455.
2. Jasinski F. Zu den Knickfagen // Schweiz. Bauzeitung. 1895. Bd. 26. Heft 24.
3. Engesser F. Über Knickfragen // Schweiz. Bauzeitung. 1895. Bd. 26. Heft 24.
4. Kármán Th., von. Untersuchungen über Knickfestigkeit // Collected works Th. von Kármán. 1902–1913. Vol. I. London: Butterworths Sci. Publ. 1956.
5. Shanley F. Inelastic column theory // J. of the Aeronautical Sci. 1947. V. 14 (5). P. 261-267.
6. Работнов Ю.Н. О равновесии сжатых стержней за пределом пропорциональности // Инж. сборник. 1952. № 11. С. 123-126.
7. Ванько В.И., Перельгина Е.С. Продольный изгиб упругопластического стержня: обсуждение классических результатов // Вестник МГТУ им. Н.Э.Баумана. Естественные науки. Спец. вып.: Прикл. Математика. Часть 2.- 2012.- С. 9 – 15.
8. Вольмир А.С. Устойчивость упругих систем. М.: ГИФМЛ, 1961. 879 с.
9. Hoff N.J. Creep buckling // The Aeronautical Quarterly. 1956. V. 7 (2). P. 1-20.
10. Veubeke F., de Creep buckling // Chapter 13 in Book: Temperature effect in aircraft structures. N.-Y: Pergamon Press. 1958, 410 p.
11. Ванько В.И., Шестериков С.А. Сплющивание кольца в условиях ползучести // Инж. журнал. МГТУ, 1966, N 5. С. 127 – 130.
12. Власов В.З. Строительная механика тонкостенных пространственных систем.- М.: Стройиздат. 1947.- 474 с.
13. Ванько В.И. Очерки об устойчивости элементов конструкций.- М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э.Баумана. 2015.- 224 с.
14. Тимошенко С.П. Устойчивость упругих систем. – М.: ГИТТЛ, 1955. – 567 с.

**ВЛИЯНИЕ ТЕРМОУДАРНЫХ НАГРУЖЕНИЙ НА СТРУКТУРУ  
ЦИРКОНИЕВОЙ КЕРАМИКИ**  
*INFLUENCE OF TRANSCIENT SHOCK LOADINGS ON THE STRUCTURE OF  
ZIRCONIA-BASED CERAMICS*

**Е.А. Деркач**<sup>1,2</sup> – магистрант, инженер, **С.П. Буякова**<sup>1,2,3</sup> – профессор, профессор,  
**С.Н. Кульков**<sup>1,2,3</sup> – профессор, профессор

<sup>1</sup>Национальный исследовательский Томский политехнический университет

<sup>2</sup>Институт физики прочности и материаловедения Сибирского Отделения Российской  
Академии Наук

<sup>3</sup>Национальный исследовательский Томский государственный университет

*E-mail:* [eadtomsk@yandex.ru](mailto:eadtomsk@yandex.ru)

**Abstract.** In this paper the influence of thermal shock loadings on the phase composition and microstructure of zirconia ceramics, differed in stabilizing additive composition  $ZrO_2(Y_2O_3)$  and  $ZrO_2(MgO)$ , was studied. It was found that thermal shock strains was no effect on phase composition of  $ZrO_2(Y_2O_3)$  ceramics. The reducing the concentration of high-temperature tetragonal t- $ZrO_2$  and cubic c- $ZrO_2$  modifications and the rising the content of low-temperature monoclinic m- $ZrO_2$  crystal system with increasing the number of thermal shock strains were observed in  $ZrO_2(MgO)$  ceramics. The value of region coherent X-ray scattering of  $ZrO_2(Y_2O_3)$  ceramics were not change, while the crystallite size of  $ZrO_2(MgO)$  ceramics was decreased.

**Key words:** ceramics, zirconia, thermal shock loadings.

**Аннотация.** В данной работе исследовано влияние термоударных нагрузений на фазовый состав и микроструктуру циркониевых керамик, отличающихся видом стабилизирующей добавки, составов  $ZrO_2(Y_2O_3)$  и  $ZrO_2(MgO)$ . Установлено, что керамика  $ZrO_2(Y_2O_3)$  при термоударных нагрузениях сохраняет фазовый состав. В керамике  $ZrO_2(MgO)$  с увеличением числа термоударных воздействий происходило постепенное сокращение доли высокотемпературных тетрагональной t- $ZrO_2$  и кубической c- $ZrO_2$  фаз и увеличение доли низкотемпературной моноклинной модификации m- $ZrO_2$ . Для керамики  $ZrO_2(Y_2O_3)$  величина областей когерентного рассеяния сохранялись неизменными, в то время как для керамики  $ZrO_2(MgO)$  размер кристаллитов уменьшался.

**Ключевые слова:** керамика, диоксид циркония, термоударные нагрузения.

**Введение.** Стремительное развитие аэрокосмического машиностроения требует разработки и внедрения новых функциональных материалов, способных эффективно работать как в условиях стационарных тепловых потоков, так и при резкой смене тепловых режимов. Особое внимание с точки зрения теплоизоляционных свойств привлекает керамика на основе диоксида циркония за счет аномально низкой для керамических материалов теплопроводности  $\lambda=1,7-2,0$  Вт/(м·К) [1] в сочетании с высокой температурой плавления  $t_{пл}=2715^\circ\text{C}$  [1]). С позиций практического использования наибольший интерес представляют твердые растворы на основе  $ZrO_2$  и оксидов MgO,  $Y_2O_3$ , CaO. Следует предположить, что состав керамики  $ZrO_2(Me_xO_y)$  оказывает влияние на её устойчивость к термическим воздействиям.

Несмотря на то, что исследования термостойкости циркониевых керамик начаты уже давно [2 – 9] до сих пор не определено влияние их состава на структурно-фазовый отклик при термических нагрузениях.

Таким образом, целью данной работы являлось изучение влияния состава циркониевой керамики на структурно-фазовый отклик при термоударных нагрузениях.

**Материалы и методики.** В качестве материалов исследования использовались



керамические образцы составов  $ZrO_2(Y_2O_3)$  и  $ZrO_2(MgO)$ . Термоударные нагрузки осуществлялись охлаждением керамики в воду от температуры  $1000^\circ C$  до  $20^\circ C$ . Анализ микроструктуры керамик осуществлялся посредством оптической и электронной микроскопии. Исследования фазового состава производились по рентгеновским дифрактограммам в интервале углов дифракции  $25 - 100^\circ$ , полученным при фильтрованном  $CuK\alpha$  излучении. По уширению рентгеновских рефлексов проводился расчет размеров областей когерентного рассеяния рентгеновских лучей (ОКР) [10].

**Результаты и обсуждения.** Данные рентгеноструктурного анализа (рис. 1) показали, что керамика состава  $ZrO_2(MgO)$  представлена двумя высокотемпературными структурными модификациями: тетрагональной  $t-ZrO_2$  и кубической  $c-ZrO_2$ . Фазовый состав керамики  $ZrO_2(Y_2O_3)$  представлен только тетрагональной модификацией  $t-ZrO_2$  диоксида циркония.

Анализ фазового состава образцов после проведенных термоударных нагрузений показал, что в керамике состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  вне зависимости от количества испытаний фазовый состав сохранялся без изменений. На рентгенограммах наблюдались рефлексы только тетрагональной модификации  $t-ZrO_2$  диоксида циркония. Однако в керамике состава  $ZrO_2(MgO)$  с увеличением числа циклов происходило сокращение доли тетрагональной  $t-ZrO_2$  и кубической  $c-ZrO_2$  модификаций и возрастание моноклинной  $m-ZrO_2$ . Одной из причин увеличения доли моноклинной  $m-ZrO_2$  модификации может быть распад твёрдого раствора  $ZrO_2-MgO$ , сопровождающийся выходом катионов  $Mg^{2+}$  в процессе термических воздействий.

Расчет размеров областей когерентного рассеяния по уширению рентгеновских рефлексов (рис. 2) показал, что для керамики состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  величины ОКР составили около 60 нм оставались без изменения вне зависимости от числа термоударных нагрузений. Значения ОКР в керамических образцах состава  $ZrO_2(MgO)$  до термоударных нагрузений составили порядка 45 нм, а уже после трёх термоударов наблюдалось уменьшение размеров ОКР до  $25 \pm 5$  нм. Изменение величины ОКР может быть связано с ростом доли моноклинной сингонии  $m-ZrO_2$ , поскольку известно, что фазовый переход из высокотемпературной кубической модификации  $c-ZrO_2$  в низкотемпературную моноклинную  $m-ZrO_2$  сопровождается значительными сжимающими напряжениями в связи с увеличением объёма элементарной ячейки.

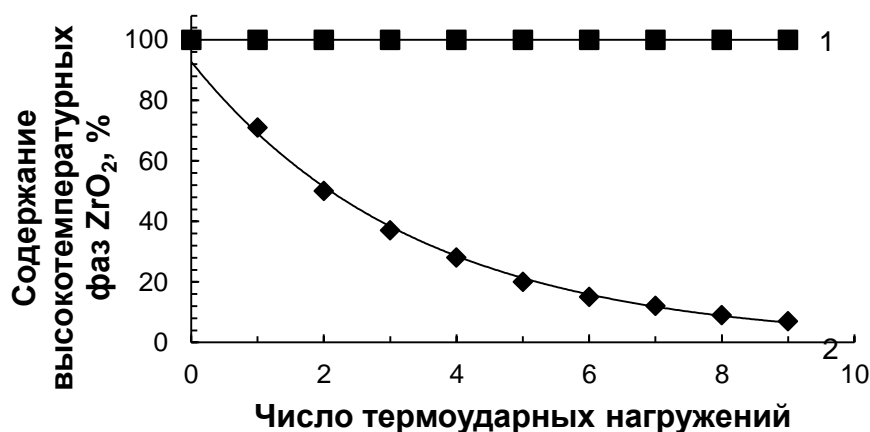


Рис. 1. Зависимости содержания высокотемпературных модификаций: 1)  $t-ZrO_2$  в керамике состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  и 2)  $t-ZrO_2$  и  $c-ZrO_2$  в керамике состава  $ZrO_2(MgO)$  от числа термоударных нагрузений

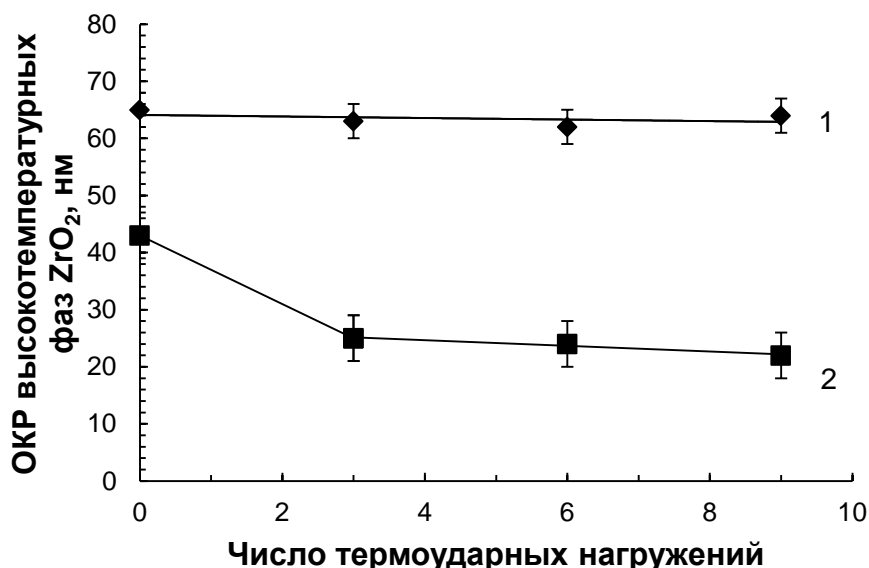


Рис. 2. Зависимости размеров областей когерентного рассеяния высокотемпературных модификаций 1)  $t\text{-ZrO}_2$  в керамике состава  $\text{ZrO}_2(\text{Y}_2\text{O}_3)$  и 2)  $t\text{-ZrO}_2$  и  $c\text{-ZrO}_2$  в керамике состава  $\text{ZrO}_2(\text{MgO})$  от числа термонагружений

В процессе термоударных нагружений происходило формирование блочной структуры за счет взаимодействия сжимающих и растягивающих напряжений во время резкого охлаждения. В исследуемых материалах этот эффект проявлялся по-разному. На поверхности керамики состава  $\text{ZrO}_2(\text{Y}_2\text{O}_3)$  едва заметные трещины появлялись после первого термического воздействия, после третьего – выделились чёткие границы, а последующие термонагружения приводили к возникновению новых трещин в уже образованных блоках, таким образом, происходила дальнейшая фрагментация структуры. После девяти термонагружений средний размер блоков составлял 268 мкм (рис. 3). Формирование блочной структуры керамик  $\text{ZrO}_2(\text{MgO})$  происходило иным образом: уже после первого термоударного воздействия на поверхности наблюдались тонкие границы блоков со средним размером 289 мкм, при этом последующие термические нагружения не приводили к дальнейшей фрагментации поверхности. Несмотря на появление трещин, образцы сохранили свою целостность.

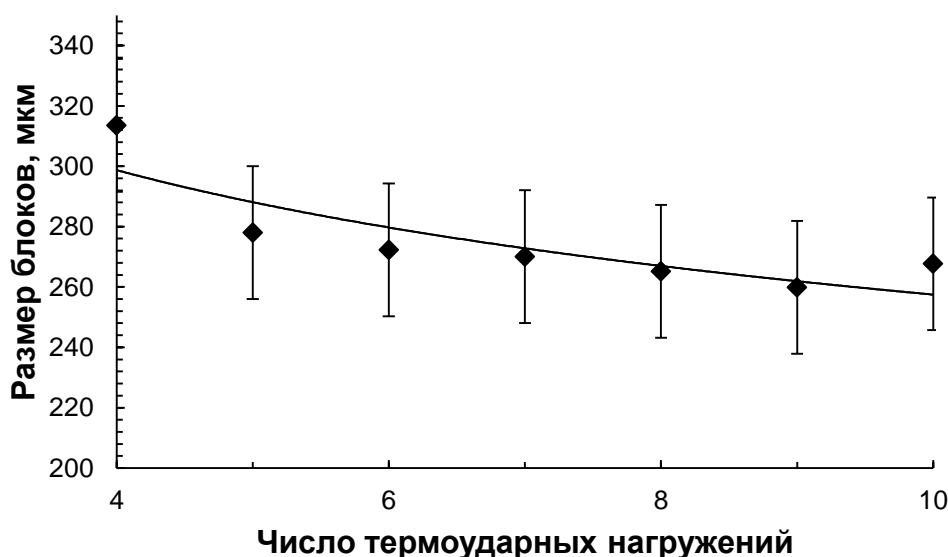


Рис. 3. Зависимость размеров блоков в керамике состава  $\text{ZrO}_2(\text{Y}_2\text{O}_3)$  от числа термоударных нагружений

**Заключение.** Таким образом, полученные результаты свидетельствуют о том, что керамика состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  в результате термоударных нагрузений сохраняла фазовый состав, сохранялась тетрагональная  $t-ZrO_2$  модификация. В керамике состава  $ZrO_2(MgO)$  происходило постепенное сокращение доли высокотемпературных тетрагональной  $t-ZrO_2$  и кубической  $c-ZrO_2$  фаз и появление и возрастание доли низкотемпературной моноклинной модификации  $m-ZrO_2$  с увеличением числа термоударных воздействий. Для керамики состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  значения ОКР сохранялись неизменными, в то время как для керамики состава  $ZrO_2(MgO)$  размер кристаллитов уменьшался. Формирование блочной структуры наблюдалось у всех исследуемых керамик, при этом размер формируемых блоков у керамик состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  и  $ZrO_2(MgO)$  отличался весьма незначительно. У керамик состава  $ZrO_2(Y_2O_3)$  появление блоков происходило не по телу кристаллита, а по границе зерна, в то время как у образцов состава  $ZrO_2(MgO)$  кристаллиты дробились за счет фазовых превращений.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (соглашение № RFMEFI60714X0056).

### Литература

1. Бабичев А.П., Бабушкина Н.А., Братковский А.М. и др.; под. ред. Григорьева И. С., Мейлихова Е. З. Физические величины. Справочник – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 1232 с.
2. Fargas G., Casellas D., Llanes L., Anglada M. Thermal shock resistance of yttria-stabilized zirconia with Palmqvist indentation cracks // *Journal of the European Ceramic Society* – 2003. V 23. – P. 107–114.
3. Angle J.P., Steppan J.J., Thompson P.M., Mecartney M.L. Parameters influencing thermal shock resistance and ionic conductivity of 8 mol% yttria-stabilized zirconia (8YSZ) with dispersed second phases of alumina or mullite // *Journal of the European Ceramic Society* – 2014. V 34. – P. 4327–4336.
4. Pia G., Casnedi L., Sanna U. Porosity and pore size distribution influence on thermal conductivity of yttria-stabilized zirconia: Experimental findings and model predictions // *Ceramics International* – 2016. V 42. – P. 5802–5809.
5. Wang R., Li W., Li D., Shen X., Zhang X., Li B., Yao J., Wu X., Fang D. Thermal shock study of ceramic materials subjected to heating using a simple developed test method // *Journal of Alloys and Compounds* – 2015. V 626. – P. 56–59.
6. Гаршин А.П., Гропянов В.М., Зайцев Г.П., Семенов С.С. Керамика для машиностроения М.: Научтехлитиздат, 2003. – 384 с.
7. Промахов В.В., Буякова С.П., Кульков С.Н. Структурные и фазовые превращения в керамике на основе  $ZrO_2$  при термических воздействиях // *Фундаментальные проблемы современного материаловедения*. – 2011. – Т.8, №4. – С. 11–16.
8. Promakhov V., Buyakova S., Illavszky V., Kulkov S., Gomze L. Thermal expansion of oxide systems on the basis of  $ZrO_2$  // *Journal of Silicate Based and Composite Materials*. – 2014. – № 3. – P. 81-83.
9. Дятлова Е.М., Баранцева С.Е., Какошко Е.С., Кононович В.М. Особенности синтеза керамики с малым ТКЛР // *Стекло и керамика*. 2005. №8. С. 10 – 13.
10. Кульков С.Н., Буякова С.П. Современные методы анализа в материаловедении: учебное пособие – Томск: Изд-во Томского политехнического университета, 2011. – 84 с.

**МЕТОДЫ И СРЕДСТВА КОНТРОЛЯ, ОБЕСПЕЧИВАЮЩИЕ СТРУКТУРУ И ПРОЧНОСТНЫЕ СВОЙСТВА СПЛАВОВ, ПРИ РАСКАТКЕ ДЕТАЛЕЙ ГТД В УСЛОВИЯХ СВЕРХПЛАСТИЧНОСТИ**

*METHODS AND MEANS OF CONTROL THAT PROVIDES STRUCTURE AND STRENGTH PROPERTIES OF ALLOY WHEN ROLLING OUT PARTS OF GAS TURBINE ENGINES IN THE CONDITIONS OF SUPERPLASTICITY*

**А.Р.Ибрагимов** – мл. научн. сотрудник,

Институт машиноведения им. А.А.Благонравова РАН, Москва, Россия

[ibragim-msk@yandex.ru](mailto:ibragim-msk@yandex.ru)

**Abstract.** Isothermal rolling of parts in a condition of superplasticity allows increasing the service life of gas turbine engines. The specified conditions of deformation are achieved through the control of force and temperature parameters of the deformation process. A better system of control of process parameters ensures a high mechanical and operational property of parts of gas turbine engines.

**Key words:** isothermal rolling of parts of gas turbine engines.

**Аннотация.** При изотермической раскатке дисков газотурбинных двигателей в состоянии сверхпластичности требуется поддерживать заданную скорость и усилие деформации. Благодаря системе контроля раскатки достигается стабильный процесс деформации, позволяющий изготавливать диски с необходимым уровнем механических и эксплуатационных свойств, обеспечивающих повышение срока службы двигателей.

**Ключевые слова:** изотермическая раскатка деталей газотурбинных двигателей.

Процесс изотермической раскатки позволяет существенно повысить эффективность производства дисков из жаропрочных труднодеформируемых сплавов. Необходимым условием при раскатке таких дисков является поддержание стабильного процесса деформации в состоянии сверхпластичности. Обеспечение заданных режимов деформации с контролируруемыми термомеханическими параметрами позволяет получать диски газотурбинных двигателей с необходимым уровнем механических и эксплуатационных свойств.

С целью обеспечения требуемых условий раскатки дисков создана система контроля термомеханических параметров изотермической раскатки дисков. Система получает информацию от чувствительных датчиков деформации, установленных на основных исполнительных механизмах раскатного стана. Также от датчиков температуры установленных в подшипниковых узлах, расположенных в непосредственной близости к камере нагрева деформируемой заготовки. Схема установки датчиков представлена на рисунке 1. Датчики деформации 1,2,3,4,5 устанавливаются на исполнительные механизмы. Датчики температуры 6,7 в подшипниковые опоры раскатных головок, подверженных нагреву.

Система контроля позволяет постоянно в процессе прокатки отслеживать состояние подшипниковых узлов, подверженных нагреву, контролировать величину усилия раскатки диска по полученным данным от датчиков на исполнительных механизмах. Определение силы раскатки производится в соответствии с особенностью механизма, в котором устанавливаются раскатные ролики. Так для рассматриваемого стана раскатки, схема механизма которого представлена на рисунке 2, сила раскатки  $P_{рас}$  и ее составляющие рассчитывается согласно формулам (2,3,4,5) полученным из системы уравнений (1).

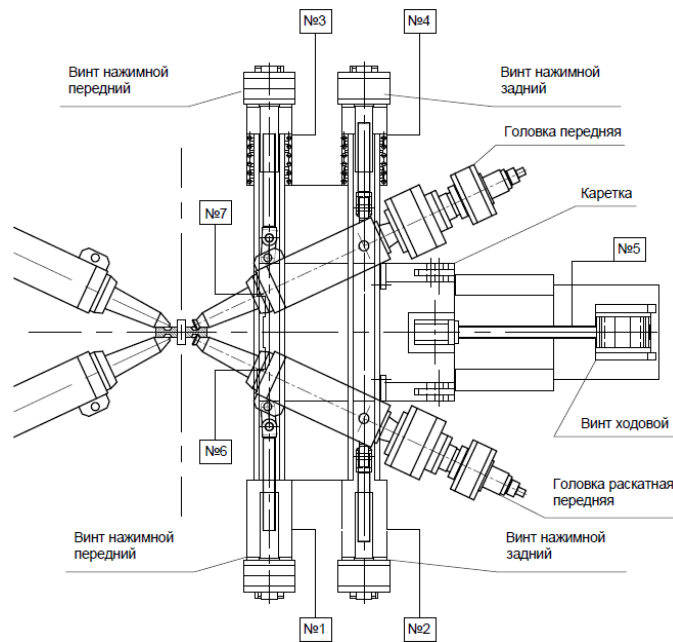


Рис.1. Схема расположения датчиков.

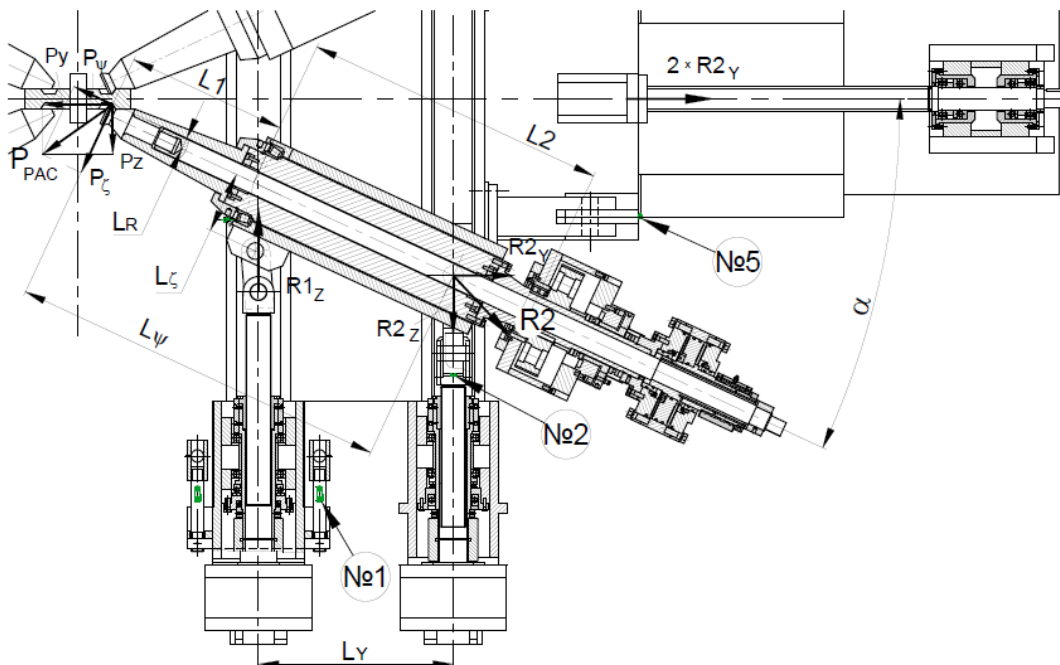


Рис.2. Схема механизма приводов раскатной головки.

Где  $L_Y, L_Z, L_\Psi, L_R$  - плечи,  $\alpha$  - угол поворота раскатной головки. Реакции  $R1_Z, R2_Z, R2_Y$  соответствуют показаниям датчиков (№1, №2, №5).

$$\begin{cases} R1_Z \cdot L_Y = P_\zeta \cdot L_\Psi + P_\Psi \cdot L_R & (1) \\ R2_Z = R1_Z - P_Z \\ P_Z = P_\zeta \cdot \sin(\alpha) - P_\Psi \cdot \cos(\alpha) \end{cases}$$

$$P_\zeta = \frac{-R2_Y \cdot \frac{L_R}{\cos(\alpha)} + R1_Z \cdot L_Y}{L_\Psi - L_R \cdot \operatorname{tg}(\alpha)} \quad (2)$$

$$P_\Psi = \frac{R1_Z \cdot L_Y - P_\zeta \cdot L_\Psi}{L_R} \quad (3)$$

$$P_Z = -P_\Psi \cdot \sin(\alpha) + P_\zeta \cdot \cos(\alpha) \quad (4)$$

$$P_Y = -P_\Psi \cdot \cos(\alpha) + P_\zeta \cdot \sin(\alpha) \quad (5)$$

$$P_{\text{рас}} = \sqrt{P_{\zeta}^2 + P_{\psi}^2} = \sqrt{P_Z^2 + P_Y^2} \quad (6)$$

Данная система контроля устанавливалась на существующее оборудование без существенных его доработок. Для обеспечения качественного сигнала датчики располагались в наиболее нагруженных точках передающих усилия раскатки деталях. Для определения наиболее нагруженных зон произведены теоретические расчеты. Также учитывалось легкая доступность к датчикам.

Система контроля раскатки обеспечивает стабильный процесс изотермической раскатки на заданных малых скоростях перемещения деформирующего инструмента: 2-40 мм/мин при основной деформации диска и 1,5-2,5 мм/мин при внедрении ролика в тело заготовки.

Система контроля технологических параметров раскатки позволит получить стабильный процесс деформации, что в свою очередь может реализовать технологию изотермической раскатки в промышленном производстве и таким образом реализовать следующие преимущества:

- повышение технологической пластичности жаропрочных сплавов,
- повышение коэффициента использования материала в 5 раз выше по сравнению с технологией, используемой на отечественных предприятиях,
- повышение эксплуатационных характеристик дисков за счет однородности химического, фазового и зеренного строения материала благодаря сверхпластической раскатке,
- обеспечение жаропрочности раскатываемых валов за счет создания регламентированной структуры материала.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России, в рамках реализации федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014 - 2020 годы» (соглашение № 14.604.21.0091 от 08 июля 2014 г., уникальный идентификатор проекта RFMEFI60414X0091).

## Литература

1. Математическое моделирование технологического процесса раскатки дисков для газотурбинных двигателей нового поколения. Ф.З. Утяшев, А.Р. Ибрагимов, А.А. Назаров. Международная конференция «Машины, Технологии и материалы для современного машиностроения», посвященная 75-летию Института машиноведения им. А.А. Благонравова РАН. 21-22 ноября 2013г.
2. Определение силовых параметров процесса изотермической раскатки ответственных деталей газотурбинных двигателей. Р.Ю.Сухоруков, А.А.Сидоров, Ф.З.Утяшев, А.Р.Ибрагимов. Проблемы машиностроения и автоматизации. 2015. №1. С. 116-122..
3. Научные основы технологии получения и обработки наноструктурированных металлов и сплавов. Утяшев Ф.З., Мухтаров Ш.Х., Сухоруков Р.Ю. Письма о материалах. 2015. Т. 5. № 2 (18). С. 215-219.
4. Математическое моделирование процессов изготовления осесимметричных деталей авиационного назначения методом локальной деформации. Сухоруков Р.Ю., Сидоров А.А., Ибрагимов А.Р., Утяшев Ф.З. Письма о материалах. 2015. Т. 5. № 2 (18). С. 175-178.
5. Особенности процесса раскатки вала газотурбинного двигателя в условиях сверхпластичности. Утяшев Ф.З., Сухоруков Р.Ю., Самаруков Г.В., Нагимов М.И. Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 1. С. 74-80.

**МЕТОД АКУСТИЧЕСКОЙ ЭМИССИИ В ИССЛЕДОВАНИЯХ  
РАЗРУШЕНИЯ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**  
*METHOD OF ACOUSTIC EMISSION AT RESEARCHES OF COMPISITE  
MATERIALS FRACTURE*

**Ю.Г. Матвиенко** - д.т.н., зав. отд., **В.И. Иванов** - д.т.н., в.н.с.,  
**И.Е. Васильев** - к.т.н., с.н.с., **С.В. Елизаров** - н.с., **Д.В. Чернов** – м.н.с.  
ИМАШ РАН  
*vie01@rambler.ru*

**Abstract.** The acoustic emission (AE) method is one of the most informative and widely used method of nondestructive controls by means of load of the test object. It also serves as the powerful tool for researches of processes of deformation and fracture of constructional materials, including objects made of the composite materials (CM). However, multilayer anisotropic structure of the composite at all large-scale levels and the corresponding plurality of mechanisms of destruction create a basic difficulty of sources identification of AE. The study executed in department "Strength, survivability and safety of Machines IMASh" has shown that use of the system of the AE parameters, including energy of signals -  $E$ , the sum of impulses -  $N_{\Sigma}$  and others, and also the descriptors representing combinations of the AE parameters give possible to settle this problem.

**Key words:** acoustic emission, composite materials, AE parameters

**Аннотация.** Метод акустической эмиссии (АЭ) является одним из самых информативных и широко используемых методов неразрушающего контроля нагруженных объектов. Он также служит мощным инструментом для исследований процессов деформации и разрушения конструкционных материалов, включая объекты из композиционных материалов (КМ). Анализ механизмов разрушения КМ показал, что можно насчитать более 8 различных видов источников АЭ. Исследования, выполненные в отделе «Прочность, живучесть и безопасность машин ИМАШ» показали, что использование системы параметров АЭ, включающие энергию сигналов  $E$ , сумму импульсов  $N_{\Sigma}$  и другие, а также дескрипторы, представляющие собой комбинации параметров АЭ и функциональные зависимости, связывающие параметры сигналов АЭ с параметрами нагружения, представляют возможность описать процессы деградации материала, выделить этапы процессов разрушения и определить наступление предельного состояния объекта.

**Ключевые слова:** акустическая эмиссия, композиционный материал, АЭ параметры

Метод акустической эмиссии (АЭ) основан на регистрации акустических сигналов, возникающих при образовании и развитии дефектов в контролируемом объекте. Он широко применяется для неразрушающего контроля и технической диагностики (НК-ТД) в промышленности, поскольку является одним из самых информативных методов, позволяющих оценить состояние объекта и предотвратить аварию. Он также служит мощным инструментом для исследований процессов деформации и разрушения конструкционных материалов, включая объекты из композиционных материалов. Основное преимущество метода связано с возможностью выявления дефектов и слежения за их развитием в реальном времени, что недоступно для большинства других методов НК-ТД. Это же свойство метода АЭ позволяет использовать его в качестве мощного инструмента исследования процессов деградации материалов на всех масштабных уровнях (микро-мезо-макро) [1].

Метод АЭ диагностики (АЭД) превратился в рутинный метод, используемый при оценке промышленной безопасности промышленных объектов, изготовленных из металлов и сплавов. Композиционные материалы (КМ) находят все большее применение в промышленности и в спецтехнике. КМ представляет собой неоднородный конструкционный материал, масштабы структуры которого простирается во всем диапазоне от микро-мезо-

макроскопических до полномасштабного размера объекта. Соответственно этой градации имеем дробное распределение полей деформации и напряжений. Сложность структуры, разнообразие типоразмеров и материалов элементов внутреннего пространства порождает многообразие возможных дефектов в материале и соответствующих механизмов деградации и разрушения исходной структуры. Анизотропия материала приводит к зависимости прочностных свойств от направления приложенной нагрузки. Поскольку КМ представляет собой множественный набор ячеек, то и процесс разрушения есть последовательное разрушение ячеек друг за другом, а также возможное разрушение ячеек в разных частях объекта.

Соответственно сложности структуры композитов, число видов дефектов в этих материалах превышает 25 наименований [2-4]. Можно выделить дефекты, приведенные схематически на рис.1, где показаны следующие основные виды: А1) и С7) - Трещина в матрице (Matrix crack), окруженная облаком микротрещин; А2), А3), А4), А5), С4) - Разрушение волокон (Breakage of fibers); С1) - Отсоединение конца волокна (End-debonding); С2) - Расщепление (Fiber Disbonding); С3) - Расслаивание (Delamination); С4) - Разрушение волокна (Fiber breakage); С5) - Отслоение (межслойная трещина или трещина расслоения - Exfoliation); С6) - Выдергивание волокна (Fiber pull-out); С8) - Раскол (Splitting). На рис.1А5) приведен вид разрушения арамидных волокон метелкой.

Виды разрушений: рис.2С – сдвиговый вид (II и III – поперечный или продольный сдвиг): С2), С3), С5), С6), разрушение отрывом: (I): С1), С3), С5), С7), С8).

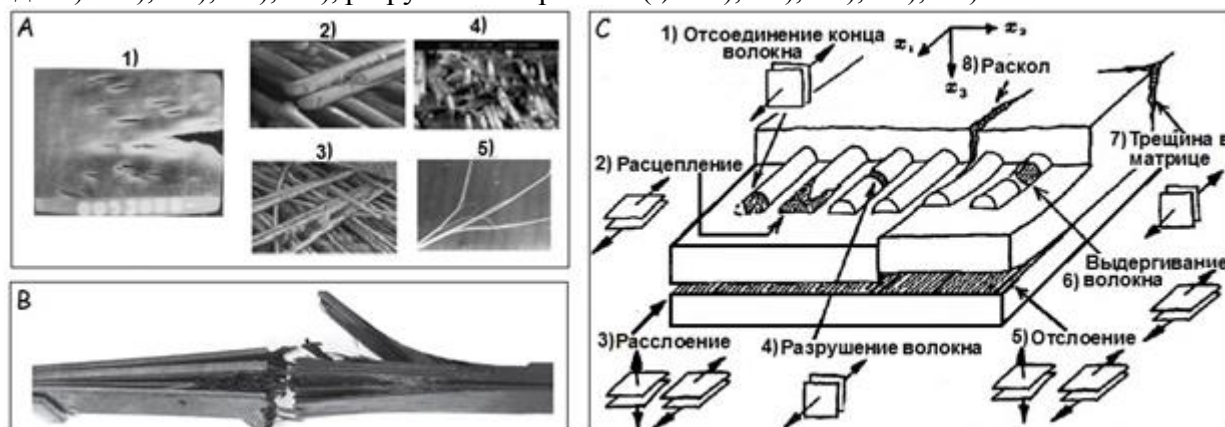


Рис.1. Примеры ряда возможных механизмов разрушения элементов композиционного материала (А), полное разрушение образца (В), дефекты в ПКМ и виды разрушения (С)

Указанное разнообразие механизмов разрушения можно сгруппировать в четыре основных механизма: а) разрушение волокон; б) образование и развитие трещин на границе матрица-волокно; в) образование и развитие трещин в матрице; г) расслоение (образование и развитие межслойных трещин). В зависимости от структуры КМ эти механизмы могут проявляться как на одних и тех же этапах развития НДС объекта, так и на разных этапах. В первом случае требуются дополнительные усилия по идентификации источников с использованием как первичных параметров АЭ, так и дескрипторов в виде комбинации параметров.

В условиях растяжения образуется трещина отрыва, которая в механике разрушения рассматривается как разрушение типа I (нормальный отрыв). Трещина в условиях поперечного или продольного сдвига описывается моделью типа II и типа III (соответственно). Состояние объекта с трещиной определяется коэффициентами интенсивности напряжений для моделей каждого типа:  $K_I$ ,  $K_{II}$  или  $K_{III}$ .

При образовании или скачкообразном развитии трещины нормального отрыва излучаются импульсы АЭ, преимущественно продольных волн L в направлении перпендикулярном плоскости разрыва среды в обе стороны от трещины. Происходит также излучение сдвиговых волн S в четырех направлениях под углами  $45^\circ$ ,  $135^\circ$ ,  $225^\circ$  и  $315^\circ$ . Таким образом, происходит излучение продольных и поперечных волн в шести направлениях.



Аналогично при образовании трещин продольного или поперечного сдвига происходит излучение поперечных и продольных волн симметрично противоположных направлений относительно трещины нормального отрыва.

Разрушение материала происходит скачкообразно. Для трещины каждый скачок сопровождается излучением импульса упругих колебаний, все параметры которого отображают соответствующие параметры процесса образования и развития трещины. То же самое наблюдается и для других механизмов разрушения. В общем виде формы импульсов АЭ имеют вид, представленный на рис.3.1; 3.2 [1]. Вблизи источника излучения импульс АЭ имеет ступенчатую форму. Фаза импульса I отображает процесс развития разрушения материала. Его длительность и высота ступеньки связана с величиной скачка трещины и скоростью разрушения. Фазы II и III отображают акустические процессы излучения импульса АЭ.

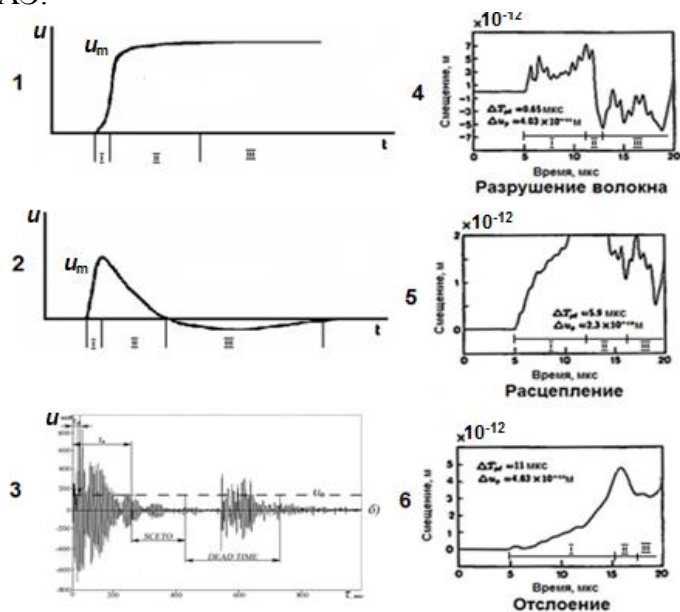


Рис. 2. Формы импульсов АЭ: 1-вблизи источника разрушения; 2-промежуточная зона источника; 3-импульс АЭ, прошедший АЭ канал, включая резонансный преобразователь; 4, 5, 6 – импульсы АЭ от различных источников АЭ (широкополосный преобразователь)

Амплитуда импульса АЭ  $u_m$  отображает величину скачка трещины  $a$ , выражение для оценки связи амплитуды импульса с величиной скачка трещины  $a$  имеет вид:

$$u_m = k a^{3/2} \quad (1)$$

где  $k$  – коэффициент пропорциональности, устанавливаемый экспериментально.

Импульс АЭ, прошедший акустический канал, существенно изменяет свои параметры: амплитуду, частотный спектр форму, и др. (рис.2.1-2.3). Поэтому задачей является восстановление исходных значений параметров. Сложность восстановления связана с тем, что обратная задача некорректна (по Тихонову А.Н.). Поэтому важно определить предельные возможности восстановления параметров и применять наиболее устойчивые. Каждый импульс соответствует отдельным скачкам трещины. Поэтому зависимость числа импульсов АЭ от параметра нагружения (нагрузки, времени, числа циклов, КИН) несет информацию о развитии дефекта. Эта зависимость наиболее устойчива.

На Рис. 3.1 приведены зависимости суммарной АЭ от напряжения при испытании 5 образцов на растяжение [5]. По оси абсцисс отложены напряжения относительно напряжений, при которых происходило разрушение образцов. На Рис.3.2 приведена зависимость суммарной энергии от напряжения [5], из которой можно отметить этапы 1-2-3-4, их можно связать с этапами деградации и развитием процессов разрушения объекта. Этап 1 (Рис.3.2) – начальный этап процесса разрушения, когда «срабатывают» отдельные неоднородные участки по всему объему образца, этап 2 соответствует ускорению процессов деградации, этап 3 – критическое развитие процесса разрушения, после которого наступает этап 4 – катастрофическое развитие процесса, приводящее к разрушению объекта. Подобные

этапы можно выделить и на зависимостях суммарной энергии импульсов АЭ от нагрузки на рис.3.3 [6].

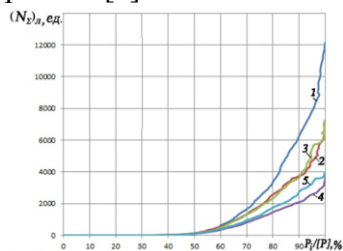


Рис.3.1. Зависимость суммарной АЭ от нагрузки

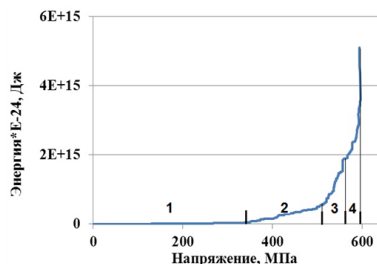


Рис.3.2. Зависимость суммарной энергии АЭ от напряжения

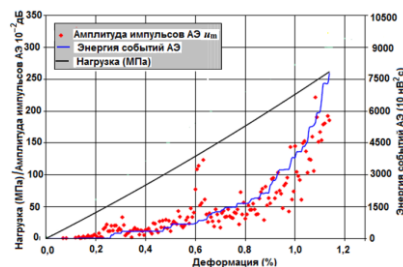


Рис.3.3 Зависимость  $u_m$  и энергии импульсов АЭ от деформации

## Выводы

1. Анализ результатов исследований процессов разрушения КМ с использованием метода АЭ показал, что этот процесс является многофакторным и многоэтапным процессом, основные параметры которого отображаются в параметрах сигналов АЭ. Сложность структуры КМ, разнообразие механизмов разрушения структурных элементов, стохастическое преобразование сигналов АЭ каналом распространения приводит к соответствующему разнообразию параметров сигнала АЭ. Ввиду сложности сигнала АЭ и условий распространения решение обратной задачи идентификации источников АЭ с помощью аналитических зависимостей становится некорректной. При этом возможно решение с использованием регуляризации условий задачи и выбора параметров сигнала. Для АЭ контроля натуральных объектов рекомендуется использовать наиболее устойчивые параметры – энергию, амплитуды импульсов, суммарную АЭ.

2. Установлено, что параметры предельных состояний объекта из КМ зависят от структуры КМ, конструкции объекта и условий нагружения. Поэтому в каждом случае необходимы дополнительные исследования для выявления связи параметров выбранных предельных состояний и параметрами сигналов АЭ для данного объекта. Показано, что максимальную информацию о процессах деформации и разрушения можно получить из зависимостей параметров сигналов АЭ от параметров нагружения, при этом можно выделить характерные этапы разрушения. Возможно определить критические этапы, в том числе и этап, соответствующий предельному состоянию, предваряющему глобальное разрушение объекта.

## Литература

1. В.И. Иванов, И.Э. Власов. Метод акустической эмиссии. Неразрушающий контроль: Справочник; Под общ. ред. В.В. Клюева. Т.7. Кн.1. М.: Машиностроение.2005, – 340 с.
2. Мурашов В. В., Румянцев А. Ф. Дефекты монолитных деталей и многослойных конструкций из полимерных композиционных материалов и методы их выявления. Дефекты монолитных деталей и многослойных конструкций из полимерных композиционных материалов // Контроль. Диагностика. 2007. № 4. С. 23-31.
3. H.Suzuki, M.Takemoto and K.Ono. A Study of Fracture Dynamics in a Model Composite by Acoustic Emission Signal Processing. Journal of Acoustic Emission. 1993, Vol.2, № 3, 117-128.
4. Горенберг А.Я. Исследование деформации и разрушения полимерных матриц, волокон и композитов электронно-микроскопическими методами. Автореферат диссертации на соискание ученой степени кандидата физ.-мат. наук. Диссертационный совет Д 002.012.01. Москва. Институт химической физики им. Н.Н. Семенова РАН – 2008.
5. Отчет по хоздоговору № 11-13- ИМАШ с предприятием ФГУП «ЦАГИ им. Н. Е. Жуковского». 2013 г.
6. W. Hufenbach, H. Richter, A. Langkamp, R. Böhm. APPLICATION OF ACOUSTIC EMISSION ANALYSIS FOR DAMAGE INVESTIGATIONS IN FIBRE AND TEXTILE REINFORCED COMPOSITES. CDCM 2006 -Conference on Damage in Composite Materials 2006/18th-19th of September 2006 in Stuttgart, Germany. 10 pp.

**ОЦЕНКА ЖИВУЧЕСТИ НИЗКОЛЕГИРОВАННОЙ СТАЛИ ЛИТЫХ  
ДЕТАЛЕЙ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНЫХ КОНСТРУКЦИЙ**  
*EVALUATION OF THE SURVIVABILITY OF LOW ALLOY STEEL CASTINGS  
RAILWAY DESIGNS*

**Москвитин Г.В.**, д.т.н., проф., заведующий лабораторией, **Лебединский С.Г.** к.т.н., с.н.с.,  
**Поляков А.Н.**, к.т.н., в.н.с.

Федеральное государственное бюджетное учреждение науки  
Институт машиноведения им. А.А.Благонравова Российской академии наук  
(г. Москва ИМАШ РАН)  
*e-mail: slebedinski@yandex.ru*

**Abstract.** The results of calculation and experimental research of the regularities of development of fatigue cracks in low alloy cast steel 20ГФЛ the irregular loading to determine the different stages of damage accumulation (changes in speed) with the development of cracks. The selected loading conditions are consistent with the observed operation of the railway structures.

**Key words:** development of fatigue cracks, irregular loading, the stage of destruction, steel 20ГФЛ.

**Аннотация.** Приведены результаты расчётно-экспериментального исследования закономерностей развития усталостных трещин в низколегированной литой стали 20ГФЛ при нерегулярном нагружении с целью определения различных стадий накопления повреждений (изменения скорости) по мере развития трещины. Выбранный режим нагружения соответствовал наблюдаемым режимам в эксплуатации железнодорожных конструкций.

**Ключевые слова:** развитие усталостных трещин, нерегулярное нагружение, стадии разрушения, сталь 20ГФЛ.

Прогнозирование ресурса металлоконструкций по условию усталостной прочности требует определения закономерностей развития усталостных трещин при нерегулярных, типичных для эксплуатации, процессов нагружения. Особенно это важно для литых деталей. Технология литья, не смотря на её постоянное совершенство, не может исключить образование различного вида концентраторов напряжений, приводящих уже в начале эксплуатации к развитию усталостных трещин. Известно, что кинетические диаграммы разрушения (КДР) (ГОСТ 25.506-85) не отражают всей сложности накопления усталостных повреждений, даже при простых чередованиях выбросов нагрузки (перегрузок) с основным, нерегулярным циклическим уровнем нагружения. Возникает необходимость определения дополнительных параметров, характеризующих чувствительность материала к нерегулярности нагружения с последующим включением их в расчёт эксплуатационной живучести конструкций.

В работе [1] показано, что с увеличением уровня коэффициента интенсивности напряжений (КИН) влияние растягивающих перегрузок различно и, по скорости роста усталостных трещин, может быть разделено на разные стадии. В данной работе исследования при нерегулярном нагружении проводились с учётом трёх стадий разрушения: припороговая, линейная и предкритическая, которые хорошо выявляются на КДР материала по мере роста КИН. Экспериментальные исследования при моделировании нерегулярного нагружения выполнялись на компактных образцах для внецентренного растяжения размера 125x120x10мм. (ГОСТ 25.506-85), вырезанных из надрессорной балки грузового вагона. Испытания проведены на электрогидравлическом стенде SHIMADZU (controller 4830) с максимальным усилием 50 kN. Ранее [2] для этого материала и на таких же образцах получена полная КДР при регулярном циклическом

нагружении. Для анализа чувствительности исследуемого материала к нерегулярности нагружения проведена экспериментальная оценка изменения скорости развития трещины после растягивающих перегрузок. Был выбран следующий режим. Основная нагрузка оставалась с параметрами повторяющихся циклов:  $P_{max}=15$  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 значение 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 КДР при соответствующих значениях параметров КИН. Выбор величин нагрузок сделан из рассмотрения типовых эксплуатационных процессов нагружения тележек грузовых вагонов 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  $N$  (b- на рис.1) 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  $K^{nmax}=27$  МПа $\sqrt{м}$  и  $K_{max}=15,58$  МПа $\sqrt{м}$ , при  $R=0,47$ , где развитие трещины идёт с существенно меньшими задержками, что характеризуется, сравнительно, гладкой функцией  $L(N)$ . Начиная с перегрузки  $Q=1,73$  под номером 3 и далее по длине трещины закономерность развития трещины можно определить по КДР, корректировкой только параметра «С» в уравнении Пэриса  $V=C \cdot (\Delta K)^n$ . Эту КДР можно назвать вторичной или перегрузочной КДР. Она, по сравнению с исходной КДР, смещена в сторону снижения скорости и даёт при расчёте близкий к эксперименту результат. Первая часть зависимости  $L(N)$  со сложным, дискретным характером, может быть определена по методике с использованием результатов тестовых экспериментов [3]. На рис.1 представлены результаты такой расчётно-экспериментальной аппроксимации. Точками на кривой  $c$  выделены участки, определённые по стандартной КДР (a - на рис.1); участок, представленный пунктирной линией получен по перегрузочной КДР.

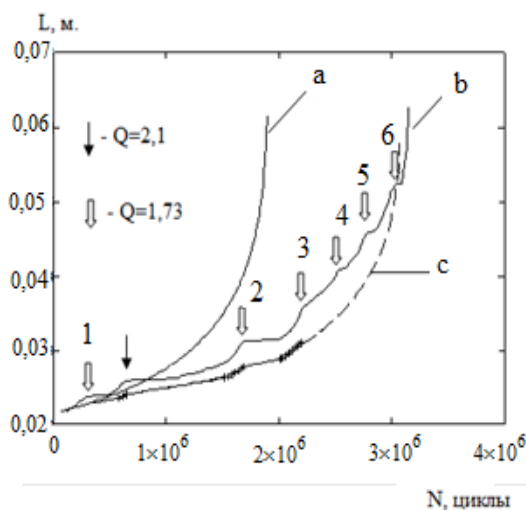


Рис.1 Зависимость длины трещины  $L$  от числа циклов нагружения  $N$ ; b -экспериментальная; c- расчётная, с учётом стадий развития; a- расчётная, по стандартной КДР без учёта влияния перегрузок.

Для определения влияния на развитие усталостных трещин случайного процесса нагружения был сформирован блок циклической нагрузки по реальному процессу эксплуатационной повторяемости экстремумов, записанному на раме тележки рефрижераторного вагона [4]. Он соответствовал стационарной части случайного

процесса нагружения. Исследование было разделено на два этапа. В первом экспериментально получена зависимость изменения длины трещины в образце при воздействии сформированного блока, который многократно повторялся. Далее, для расчёта и возможности при этом использовать стандартную диаграмму усталостного разрушения были выделены и объединены в виде последовательных ступеней циклы близкие по максимальному значению  $R_{max}$  и коэффициенту асимметрии  $R_i$ . Параметры циклов каждой  $i$ -ой ступени определялись как средние взвешенные значения близких величин, взятых из блока случайной нагрузки (то есть с учетом их числа в блоке). Блок случайной нагрузки, который воспроизводился на испытательном стенде и последовательность усредненных ступеней показаны на рис.2.

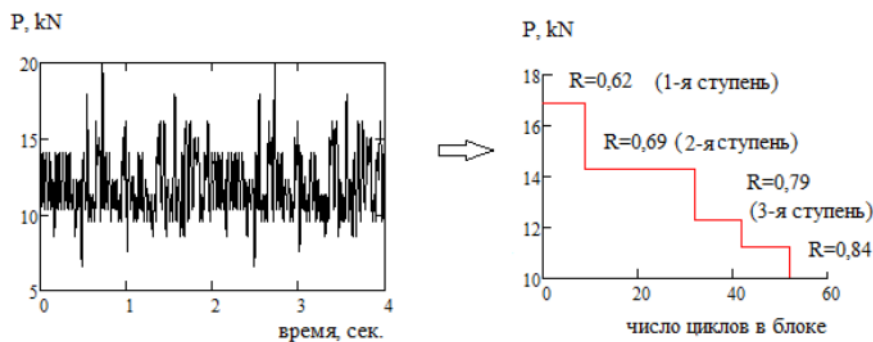


Рис.2 Блок случайной нагрузки (а) и (б) - последовательность усредненных циклов.

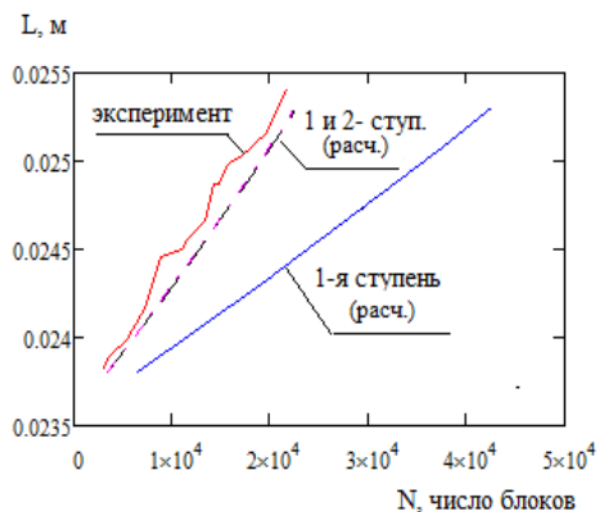


Рис.3 Экспериментальный рост трещины при случайном нагружении и расчетные зависимости по диаграмме усталостного разрушения.

Полученная зависимость длины трещины от числа блоков нагружения показана на рис.3. С целью определить какую долю повреждения по отношению к случайному процессу вносит каждый уровень осреднённой нагрузки проведен расчёт с использованием полученной ранее для этой стали полной диаграммы усталостного разрушения. По диаграмме усталостного разрушения пороговый уровень развития трещины равен  $12,34 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ . При этом пороге на развитие трещины оказывает влияние только самая высокая ступень, со средними значениями  $R_{max}=12,92 \text{ кН}$  и  $R=0,62$ . Таких циклов в расчётном блоке 9. По расчёту они дают существенно низкую скорость развития трещины, по сравнению с экспериментальной зависимостью при воздействии блоков случайной нагрузки. Для ввода в действие последующих, более низких уровней необходимо снижение порога развития трещины. Постепенное снижение этого параметра диаграммы усталостного разрушения показывает, что для получения близких к

эксперименту результатов пороговый уровень развития трещины должен быть снижен до величины почти вдвое меньшей, чем на диаграмме ( $6,8 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ ). При этом значении порога в развитии трещины участвуют три верхних ступени нагрузок (рис. 2б). Из проведенного расчётного анализа следует, что моделируемый процесс нагружения с последовательностью циклов в случайном порядке имеет более повреждаемый характер, чем это можно определить при линейном суммировании, в соответствии со стандартной диаграммой усталостного разрушения. Этим может быть поставлен вопрос об определении эффективного порога развития трещины при условиях действия нерегулярных процессов нагружения.

### **Выводы**

1. С изменением уровня коэффициента интенсивности напряжений и его градиента изменяется характер влияния нерегулярности нагружения на рост усталостных трещин. Это целесообразно учитывать при выборе расчётных моделей.
2. При нагрузках, соответствующих области малой скорости трещин и при определённом чередовании близких по уровню циклов процесс нагружения может носить более повреждаемый характер, чем это определяет диаграмма усталостного разрушения материала. В связи с этим возникает необходимость определения эффективного порогового уровня коэффициента интенсивности напряжений при заданных параметрах случайного процесса нагружения.

### **Литература**

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. Лебединский С.Г., Змеева В.Н. Закономерности развития усталостных трещин в литых сталях железнодорожных конструкций // Проблемы машиностроения и надёжности машин. 2000. №3. С.98-103
3. Когаев В.П., Лебединский С.Г. Развитие усталостных трещин в области влияния перегрузок // Проблемы прочности. 1985. № 11. С. 35–41.
4. Никольский Л.Н., Коцубенко В.П. Некоторые результаты экспериментального определения режимов эксплуатационной нагруженности рам тележек для рефрижераторных вагонов. В сб. «Вопросы исследования надёжности и динамики элементов подвижного состава железных дорог и подъёмно-транспортных машин», Брянский институт транспортного машиностроения. Брянск -1974, стр.11-22.

**СОВЕТСКИЕ ПИОНЕРЫ ДРОБНОГО ИСЧИСЛЕНИЯ**  
**I. А.Н. ГЕРАСИМОВ. ДРОБНАЯ ПРОИЗВОДНАЯ**  
*SOVIET PIONEERS OF FRACTIONAL CALCULUS I. A.N. GERASIMOV.*  
*FRACTIONAL DERIVATIVE*

**О.Г.Новоженова** – к.т.н., ст. н. с

ИМАШ РАН

info-viniti@yandex.ru

**Abstract.** The development of nonlinear dynamical systems has led to develop new methods of analysis. One of these is the method of fractional derivatives. In 1947, 20 years before the publication of M. Caputo, A.N. Gerasimov introduced fractional derivative when considering partial differential equations for problems with internal friction.

**Key words:** after-effect, Volterra equation, fractional derivative of Gerasimov-Caputo

**Аннотация.** Развитие нелинейной динамики систем ведет к развитию новых методов анализа. Один из них есть метод дробной производной. В 1947 г., на 20 лет раньше публикации М. Капуто, А.Н. Герасимов ввел дробную производную при рассмотрении уравнений в частных производных для задач с внутренним трением.

**Ключевые слова:** последствие, уравнение Вольтерра, дробная производная Герасимова-Капуто.

Развитие классических и формирование новых разделов механики, требующее модификации и совершенствования математических моделей и методов решения модельных задач, базируется на использовании аппарата интегро-дифференцирования дробного порядка. При исследовании одномерных дифференциальных уравнений с модифицированными дробными производными Римана-Лиувилля

$$D_k^\alpha y = {}^C D_{0+}^\alpha y$$

положительного порядка  $\alpha > 0$  для  $0 < \alpha < 1$  и  $\alpha = 0$  используется запись [1]

$$({}^C D_{0+}^\alpha y)(x) = \frac{1}{\Gamma(1-\alpha)} \int_0^x \frac{y'(t) dt}{(x-t)^\alpha} \quad (x > 0),$$

которая была введена в 1967 году итальянским механиком М. Капуто [2] и за рубежом называется дробной производной Капуто. Однако правильнее было бы называть ее дробной производной Герасимова-Капуто, так как еще в 1947 году [3] советский механик А.Н. Герасимов ввел аналогичную производную при рассмотрении дифференциальных уравнений с частными дробными производными. И хотя в этой статье было всего 3 ссылки (на Л. Больцмана, А.Ю. Ишлинского [11] и А.И. Лурье [12]), она была логическим завершением публикаций 38-43 гг., в которых он сформулировал основы своей теории упруго-вязкости [4-6, 8-10].

А.Н. Герасимов упругое последствие по теории наследственности описывает линейным интегральным уравнением Больцмана [3]:

$$\sigma(t) = E\varepsilon(t) + \int_0^\infty G(\tau)\varepsilon(t-\tau)d\tau,$$

где  $E$  – упругая постоянная и  $G(\tau)$  – наследственная функция, определяемая из опыта,

наследственная часть напряжения

$$\sigma(t) = \int_0^{\infty} G(\tau) \varepsilon(t - \tau) d\tau.$$

В вязком случае, когда напряжение зависит от скорости деформации, наследственная часть напряжения равна

$$\sigma(t) = \int_0^{\infty} K(\tau) \dot{\varepsilon}(t - \tau) d\tau.$$

Для материалов волокнистой структуры наследственная функция имеет вид

$$K(\tau) = \frac{A}{\tau^\alpha},$$

где постоянная  $A > 0$  и  $0 < \alpha < 1$ . Положив

$$A = \frac{\chi}{\Gamma(1 - \alpha)},$$

где  $\chi > 0$  зависит от свойств вещества и  $\Gamma$  есть Эйлеров интеграл второго рода (гамма-функция), получим

$$\sigma(t) = \chi \frac{1}{\Gamma(1 - \alpha)} \int_0^{\infty} \frac{\dot{\varepsilon}(t - \tau) d\tau}{\tau^\alpha} = \chi \frac{\partial^\alpha \varepsilon(t)}{\partial t^\alpha} \quad (0 < \alpha < 1) \quad (1)$$

так как производная от  $\varepsilon(t)$  по  $t$  порядка  $\alpha$  будет

$$\frac{1}{\Gamma(1 - \alpha)} \int_0^{\infty} \frac{\dot{\varepsilon}(t - \tau) d\tau}{\tau^\alpha}.$$

Это линейное соотношение между  $\varepsilon$  и  $\sigma$  при  $\alpha = 0$  обращается в закон Гука, при  $\alpha = 1$  – в закон Ньютона для внутреннего трения (вязкости).

С использованием зависимости (1) в [3] рассмотрена задача о движении среды между двумя параллельными плоскостями, из которых одна неподвижна, а другая движется прямолинейно параллельно первой по закону  $y(x, t)|_{x=1} = \varphi(t)$ , ( $\varphi(0) = 0$ ,  $\varphi'(0) = 0$ ), где  $\varphi(t)$  – данная функция времени. По методу Хевисайда, с учетом теоремы Бореля, для предельных случаев  $\alpha = 0$  и  $\alpha = 1$  получены соответственно уравнение вынужденных поперечных волн в упругой среде и распределение смещений в жидкости, данное А.И.

Лурье[12]. Для случая  $\alpha = \frac{1}{2}$  снова по методу Хевисайда получено:

$$\sigma|_{x=1} = \chi c v \left\{ \frac{1}{\Gamma(m) t^{1-m}} + 2 \sum_{k=0}^{\infty} \sum_{j=0}^{\infty} (-1)^j \frac{[(2k+2)cl]^j}{j! \Gamma(-jm+m) t^{1+(j-1)m}} \right\}, \quad m = 1 - \frac{\alpha}{2}. \quad (2)$$

Во втором примере [3] было проанализировано движение смазки в подшипнике скольжения при рассмотрении движения жидкости между коаксиальными цилиндричес-



кими поверхностями, вращающимися по заданному закону. С помощью интегралов Стилтеса показана возможность описания уравнением (1) деформирования не только как у А.Ю. Ишлинского [11] по линейному закону

$$\sigma + \frac{1}{q} \dot{\sigma} = E \left( \varepsilon + \frac{1}{n} \dot{\varepsilon} \right),$$

но и для вторичных релаксационно-последейственных процессов, описываемых при определенных допущениях соотношением

$$\omega + \frac{1}{q} \dot{\sigma} + \lambda \ddot{\sigma} = E \left( \varepsilon + \frac{1}{n} \dot{\varepsilon} + \mu \ddot{\varepsilon} \right).$$

Эта публикация [3] была логическим завершением работ 1936-1943 гг., в которых А.Н. Герасимов сформулировал основы своей теории упруго-вязкости [4-6, 8-10]. Теория обращения операторов была разработана в дипломе по специальности «Прикладная математика», защищенного под руководством профессора И.И. Привалова [4]. Для ограниченного самосопряженного оператора  $f(R)$  использовано выражение в виде интеграла Стилтеса:

$$f(R) = \int_m^M f(\mu) dE_\mu,$$

где  $E_\mu$  особым образом сконструированный оператор, зависящий от непрерывно меняющегося параметра  $\mu$ , обладающий свойствами

$$E_\mu = 0, \text{ при } \mu < m; E_\mu = E, \text{ при } \mu > M; \dot{E}_\mu E_\lambda u = E_\mu u, \mu \leq \lambda \text{ при } \mu \leq \lambda.$$

А.Н. Герасимовым показано, что принцип соответствия Рисса, с сохранением своих свойств в основном и лишь с небольшими изменениями в деталях, распространяется и на класс операторов *неограниченных*.

В обширной статье [5] А.Н. Герасимов решает задачи о поперечных и крутильных колебаниях тяжелых упруго-вязких нитей. Показана возможность опытного определения коэффициентов упругости и вязкости вещества путем наблюдения периода колебаний и декремента затухания. Был также определен «упругий гистерезис» (последействие), рассмотрены некоторые особые точки, приведен упрощенный вывод уравнения Больцмана, получены параметры ядра. С использованием дискретизации времени в уравнении Вольтерра и метода Прони дано приближенное уравнение для  $K(x, t-\nu)$  в виде суммы показательных функций

$$K(x, t - \theta) = \sum_{p=1}^N A_p(x) e^{\alpha_p(x)[t-\theta]},$$

где  $A_p(x)$ ,  $\alpha_p(x)$  – надлежащим способом подобранные для данного  $x$  числа. Были описаны вынужденные колебания анизотропной нити, доказана единственность решения. Позднее в письме в редакцию [6] дана страница поправки к статье [5] с уточнением доказательства единственности решения. Кстати, свое доказательство единственности для [5] на двух страницах напечатал А. Ю. Ишлинский [7].

Начав с одномерной теории нитей, обладающих одновременно свойствами

упругости и вязкости [8], А.Н. Герасимов вводит *понятие упруго-вязкости* (ныне общепринято «вязко-упругость»). Им получен *тензор упруго-вязких напряжений*, выраженный в функции тензоров деформаций смещений и скоростей и их первых инвариантов, показана его симметричность.

В [9] рассмотрена задача о малых колебаниях достаточно тонкой пластинки, вещество которой обладает одновременно и упругими и вязкими свойствами. Решение получено путем разложения в ряд Фурье по фундаментальным функциям нормированной и ортогональной системы. Герасимовым доказан и определен *элевтороз* - постепенное освобождение основного тона от сопутствующих обертонов вследствие внутреннего трения, полученный для малых колебаний упруго-вязких нитей и мембран. Эффект *элевтороза* позволяет в найденном решении ограничиваться лишь конечным числом членов. В частности, на основании этого эффекта, как указывал А.Н. Герасимов, «можно было бы применить акустический метод к практическому определению модуля сдвига и коэффициента внутреннего трения (кстати, позволяющего вычислять время релаксации по модели Максвелла)».

Результаты работ по колебаниям упруго-вязких тел, снабженные обзором литературы по упруго-вязким и пластическим деформациям и критикой сообщаемых в них результатов, были предложены в качестве диссертации на соискание степени кандидата физико-математических наук [10].

## Литература

1. Кильбас А.А. Теория и приложения дифференциальных уравнений дробного порядка (Курс лекций). Методологическая школа-конференция «Математическая физика и нанотехнологии», посвященная 40- летию возрождения Самарского государственного университета (Самара, 4-9 октября 2009 г.).
2. Caputo M. Linear model of dissipation whose Q is almost frequency independent-II. Geophys. J. Astronom. Soc. 1967, Vol.13. p.529-239.
3. Герасимов А.Н. Обобщение линейных законов деформации и их приложение к задачам внутреннего трения (*Доложено в Ин-те механики АН СССР 29 мая 1947 г.*). / ПММ, 1948, т.12, № 3, с.529-539.
4. Герасимов А.Н. Принцип соответствия в теории линейных операторов. Дипломная работа студента мехмата МГУ по специальности «Прикладная математика», 1936г. Архив МГУ, дело № 39, архив 2, л 1253.
5. Герасимов А.Н. Проблема упругого последействия и внутреннее трение./ПММ,1938, т.1, № 4, с. 493-536.
6. Герасимов А.Н. Письмо в редакцию./ПММ,1938, т.2, № 1,с.137 .
7. Ишлинский А.Ю. К статье А.Н. Герасимова « Проблема упругого последействия и внутреннее трение»./ПММ, 1939, т.3, № 2,с. 163-164.
8. Герасимов А.Н. Основания теории деформаций упруго-вязких тел. /ПММ, 1938, т. 2, № 3, с.379-388.
9. Герасимов А.Н. К вопросу о малых колебаниях упруго-вязких мембран./ПММ, 1939, т.2, № 4, с. 467-486.
10. Герасимов А.Н. Некоторые вопросы теории упругости с учетом релаксации и последействия по линейному закону./Канд. диссертация, 1942(библиотека МГУ).
11. Ишлинский А.Ю. Продольные колебания стержня при наличии линейного закона последействия и релаксации. /ПММ, 1940, т.IV,79-92 .
12. Лурье А.И. Операционное исчисление в приложении к задаче механики. ОНТИ, 1932, с.192.

## УПРОЧНЕНИЕ МАТЕРИАЛОВ С ПРИМЕНЕНИЕМ ТЕХНОЛОГИИ ДВУХСТОРОННЕЙ ЛАЗЕРНО-УДАРНО-ВОЛНОВОЙ ОБРАБОТКИ MATERIALS HARDENING THROUGH THE TECHNOLOGY OF TWO-SIDED LASER SHOCK PROCESSING

Г.Ж.Сахвадзе<sup>1</sup>, д.т.н., г.н.с., М.С.Пугачев<sup>1</sup>, н.с., О.Г.Киквидзе<sup>2</sup>, д.т.н., проф.

<sup>1</sup>Институт машиноведения им. А.А. Благонравова РАН, г. Москва

<sup>2</sup>Государственный университет им. Ак. Церетели, Кутаиси, Грузия

*e-mail: sakhivadze@mail.ru*

**Abstract.** The basics of materials hardening technology of two-sided laser shock processing (TSLSP) is presented. Residual stresses (RS) field induced in a Ti-6Al-4V alloy plate by TSLSP was investigated through the finite-element simulation. The features of material microhardness increasing by the model Carlsson-Larsson are analyzed.

**Keywords:** laser shock processing (LSP) of materials, two-sided laser shock processing (TSLSP) of materials, finite element modeling, residual stresses, microhardness

**Аннотация.** Представлены основы технологии упрочнения материалов двухсторонней лазерно-ударно-волновой обработки (ДЛУВО). В работе в конечноэлементной постановке исследуются поля остаточных напряжений (ОН), возникающие в пластине из титанового сплава ВТ-6 при использовании технологии ДЛУВО. Анализируются особенности увеличения при этом микротвердости материала по модели Карлссона-Ларссона.

**Ключевые слова:** лазерно-ударно-волновая обработка (ЛУВО) материалов, двухсторонняя лазерно-ударно-волновая обработка (ДЛУВО) материалов, конечно-элементное моделирование, остаточные напряжения (ОН), микротвердость

Лазерно-ударно-волновая обработка (ЛУВО) является инновационной технологией упрочнения (в смысле повышения микротвердости) материалов. Импульсным лазерным излучением сканируется обрабатываемая поверхность и под воздействием возникающих при этом мощных ударных волн сжимающие остаточные напряжения (СОН) продвигаются вглубь материала. По сравнению с другими традиционными технологиями упрочнения, возникающие при ЛУВО СОН могут проникнуть глубже в материал за счет существенного уменьшения количества дефектов как на самой обрабатываемой поверхности, так и в приповерхностной области. При этом создается мощный и устойчивый барьер для инициирования новых и роста уже существующих трещин, что, в свою очередь, заметно повышает усталостную прочность и износостойкость материалов.

Для обработки таких тонких материалов, как, например, края лопаток авиадвигателей, следует использовать технологию двусторонней лазерно-ударно-волновой обработки (ДЛУВО), что существенно улучшит его сопротивляемость к сильным внешним воздействиям, например, повреждениям посторонними предметами.

Принципиальная схема осуществления технологии ДЛУВО показана на рис. 2 [1]. Обрабатываемые поверхности тонкостенной конструкции, которые в дальнейшем подвергаются лазерно-ударно-волновому воздействию, как и при традиционной односторонней ЛУВО, предварительно покрываются абляционным слоем. Мощный и очень короткий лазерный импульс испускается от лазера и по пути делится разделительной призмой на два одинаковых импульса.

Каждый импульс, независимо друг от друга, проходит через прозрачный слой и падает на поверхность абляционного слоя. Верхний слой абляционного материала испаряется почти мгновенно (толщиной примерно 1 мкм за 1 удар), образовавшейся пар продолжает поглощать оставшуюся часть энергии лазера, нагревается, ионизируется и за очень короткое время превращается в плазму высокого давления, которая, расширяясь,

излучает ударную волну [2].

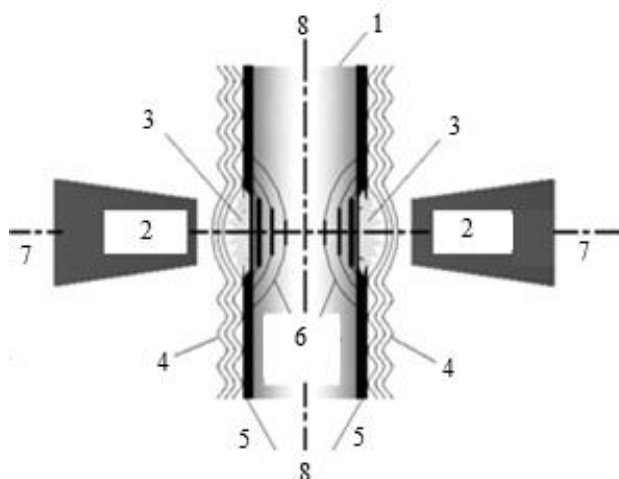


Рис. 1. Принципиальная схема технологии ДЛУВО для тонкостенных конструкций: 1 – исследуемый образец, 2 – лазерный импульс, 3 – плазма, 4 – прозрачный слой, 5 – непрозрачный слой, 6 – ударная волна (7-7 – ось лазерного луча, 8-8 – срединная поверхность образца).

Давление в ударной волне вычисляется формулой (1) [2].

$$P = 3,22 \cdot 10^{-7} \cdot \sqrt{I_0} , \quad (1)$$

где  $I_0$  является начальной плотностью мощности лазерного излучения. Распределение давления в ударной волне при разных плотностях мощности лазерного излучения представлена на рис. 2.

Исследуемый материал считается упруго-пластическим однородным изотропным материалом без начальных напряжений. При ДЛУВО из-за воздействия большого по величине и кратковременного по времени давления скорости деформации в исследуемом материале достигают величин  $10^6 \text{ с}^{-1}$  и более, поэтому при расчетах напряженно-деформированного состояния используется определяющее соотношение в виде модели пластического деформирования материала Джонсона-Кука [3]. В наших исследованиях анализ остаточных напряжений при ДЛУВО состоит из двух шагов: сначала выполняется динамический анализ посредством МКЭ-пакета LS-DYNA (номер лицензии 10312012), затем выполняется статический анализ в пакете ANSYS (номер лицензии 660578).

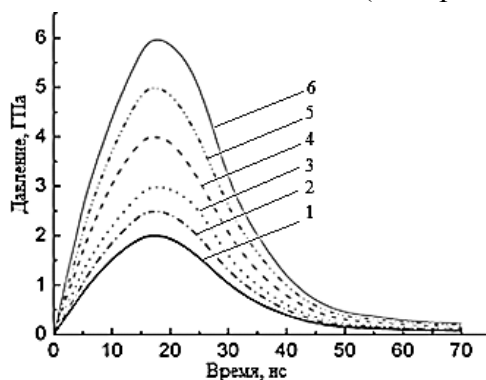


Рис. 2. Профили давлений в ударной волне при разных плотностях мощности лазерного излучения: 1 -  $1,4 \text{ ГВт/см}^2$ ; 2 -  $2,1 \text{ ГВт/см}^2$ ; 3 -  $3,0 \text{ ГВт/см}^2$ ; 4 -  $5,4 \text{ ГВт/см}^2$ ; 5 -  $8,4 \text{ ГВт/см}^2$ ; 6 -  $12,2 \text{ ГВт/см}^2$ .

На рис. 3а и 3б представлены профили распределения поверхностных и приповерхностных (по глубине) ОН (соответственно) при многократном использовании технологии ДЛУВО для случая пластины из титанового сплава ВТ-6 с толщиной 3 мм и пикового давления в ударной волне 2 ГПа. Из рис. 5а видно, что после четырехкратного применения технологии ДЛУВО, накопленные СОН очень быстро растут от 61,6 МПа при первом импульсном воздействии до 604,5 МПа (почти на порядок) после четвертого импульсного воздействия.

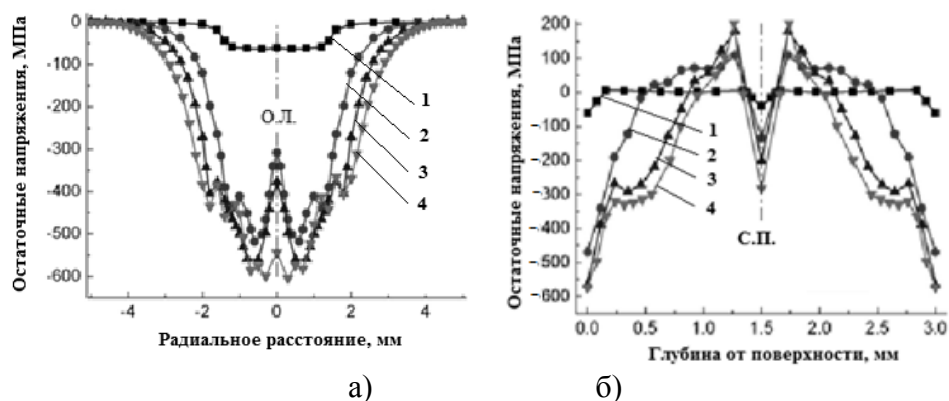


Рис. 3 Профили поверхностных ОН при многократном использовании технологии ДЛУВО (О.Л. – ось лазера, С.П. – срединная поверхность образца):  
а) – по поверхности образца, б) – по глубине материала.  
1 – 1 импульс, 2 – 2 импульса, 3 – 3 импульса, 4 – 4 импульса

Как известно, глубоко расположенное от поверхности поле сильных СОН эффективно блокируют инициирование новых трещины и предотвращают рост уже существующих усталостных трещин в материале, повышая их прочностные, усталостные и трибологические свойства [4-6].

Существует ряд предположений по установлению количественных связей между остаточными напряжениями и твёрдостью. В настоящей работе мы применим наиболее простую и адекватную модель Карлссона-Ларссона [7]:

$$H = \frac{H_0}{1 - (\sigma_R / 3\sigma_T)}, \quad (2)$$

где  $H$  – твёрдость при наличии остаточных напряжений,  $H_0$  – начальная твёрдость (при отсутствии остаточных напряжений),  $\sigma_R$  – остаточное напряжение,  $\sigma_T$  – предел текучести материала. Формула получена для случая плоского однородного напряженного состояния.

При ДЛУВО происходит пластическое деформирование материала, что приводит к его деформационному упрочнению, соответственно, повышается его твёрдость. На рис. 4 представлено распределение микротвёрдости материала вглубь материала при многократных импульсных воздействиях, рассчитанное по формуле (2).

При вычислениях взяты значения остаточных напряжений в соответствующих точках. Как видно из рисунка, микротвёрдость увеличивается от значения 334,2 HV (перед ЛУВО) до 398,5 HV после первого импульсного воздействия, т.е., приблизительно, на 19%. Однако, после 5-ти кратного воздействия она составляет всего 409,6 HV.

Таким образом, установлено, что многократное (более 3) использование технологии ДЛУВО не сильно увеличивает твердость материала, но оно позволяет сильно увеличить толщину упрочненного слоя (в некоторых случаях до 1,5 мм), что особенно важно для высоконагруженных деталей объектов машиностроительной техники [8].

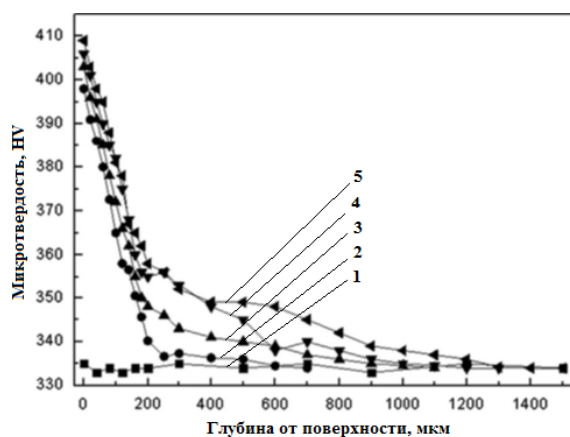


Рис. 4. Распределение микротвердости по глубине материала при многократных импульсных воздействиях:

1 – 1 импульс, 2 – 2 импульса, 3 – 3 импульса, 4 – 4 импульса, 5 – 5 импульсов.

Работа выполнена при финансовой поддержке Минобрнауки России в рамках Федеральной целевой программы «Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014-2020 годы», Соглашение о предоставлении субсидии №14.607.21.0040 от 22.07.2014 г., проект RFMEFI60714X0040.

## Литература

1. Tensile properties, residual stress distribution and grain arrangement as a function of sheet thickness of Mg-Al-Mn alloy subjected to two-sided and simultaneous LSP impacts / Luo K.Y., Liu B., Wu L.J. et al. // Applied Surface Science. 2016. V. 369. P. 366-376.
2. Сахвадзе Г.Ж., Гаврилина Л.В., Киквидзе О.Г. Влияние эффекта перекрытия лазерных пятен на остаточные напряжения при лазерно-ударно-волновой обработке материалов // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2016. № 3. С. 77-84.
3. Сахвадзе Г.Ж., Гаврилина Л.В. Лазерно-ударно-волновая обработка материалов при однократных и многократных импульсных воздействиях // Проблемы машиностроения и надежности машин. 2015. № 6. С. 75-80.
4. Столяров В.В., Сахвадзе Г.Ж., Баранов Ю.В. Импульсные технологии обработки для получения наноструктурных материалов // Конструкции из композиционных материалов. 2007. Выпуск 3. С. 13-20.
5. Сахвадзе Г.Ж., Булекбаева Г.Ж., Киквидзе О.Г. Исследование качества поверхностных слоев, упрочненных лазерно-ударно-волновой технологией при различных степенях перекрытия лазерных пятен // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 2. С. 132-141.
6. Сахвадзе Г.Ж., Булекбаева Г.Ж., Киквидзе О.Г. Особенности применения технологии двухсторонней лазерно-ударно-волновой обработки материалов для тонкостенных конструкций // Проблемы машиностроения и автоматизации. 2016. № 3. С. 127-138.
7. Carlsson S., Larsson P. L. On the determination of residual stress and strain fields by sharp indentation testing. Part 1: theoretical and numerical analysis // Acta mater. 2001. V. 49. P. 2179–2191.
8. Перминов М.Д., Соловьёв В.О., Сахвадзе Г.Ж. и др. Вибрационные, виброакустические процессы и технологии, включая процессы управления и информатизации в системах "человек-машина-среда". Отчет о НИР (заключительный; части 1, 2, 3), 2012 г., Номер государственной регистрации: 01201060703. - 478 с.

**МОМЕНТ ОБРАЗОВАНИЯ ШЕЙКИ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ КРУГЛЫХ  
ОБРАЗЦОВ ПРИ ПОЛЗУЧСТИ В НАТУРНЫХ ЭКСПЕРИМЕНТАХ**  
*THE MOMENT OF NECK FORMATION FOR STRETCHING CIRCLE  
SPECIMEN UNDER CREEP IN EXPERIMENT*

**В.В. Терауд** – к.т.н., с.н.с.

НИИ механики МГУ им. М.В. Ломоносова

*ldrwww@gmail.com*

**Abstract.** Article is describe research of natural fracture of circle specimens  $d_{01} = 5$  mm and  $d_{02} = 4$  mm from aluminum alloy D16T under working deformation temperature.  $400^{\circ}\text{C}$ , stretching under creep. There are to get increasing length of specimen –  $l(t)$ , allocation diameters along specimen in any time –  $d(x, t)$ , allocation of stress of specimen –  $\sigma(x, t)$  and other. There were researched different criterions of neck detection during high temperature natural experiments. Created criteria show that moment of neck formation happens not at end of lifetime, but before that. The moment of neck formation is 55-80% relatively lifetime, that appreciably higher theoretical approach. This result was get from natural experiment.

**Key words:** experiment, creep, high temperature, localization of deformation, stretching.

**Аннотация.** В работе исследуется натурное разрушение круглых  $d_{01} = 5$  мм и  $d_{02} = 4$  мм образцов из алюминиевого сплава Д16Т при рабочей температуре деформирования  $400^{\circ}\text{C}$ , растягиваемых в условиях ползучести постоянной силой. Получены данные об удлинении образца во времени –  $l(t)$ , распределении диаметров вдоль образца в разные моменты времени –  $d(x, t)$ , распределение напряжений в образце  $\sigma(x, t)$  и др. Рассмотрены различные критерии нахождения шейки в процессе высокотемпературного эксперимента. Разработанные критерии показывают, что момент образования шейки происходит не в конце жизненного цикла образца, а за долго до разрушения. Момент образования шейки относительно момента разрушения, полученный в натуральных экспериментах, может составлять 55-80%, что существенно выше теоретического представления.

**Ключевые слова:** эксперимент, ползучесть, высокая температура, локализация деформаций, растяжение.

## 1. Введение

Одним из основных видов испытаний, позволяющим охарактеризовать наиболее важные в инженерном отношении механические свойства материала, является испытание данного материала на растяжение. Особенностью многих конструкционных металлов и сплавов является наличие ниспадающего участка на условных диаграммах растяжения, связанного с локализацией пластической деформации в шейке, формирующейся перед разрушением материала. Площадь поперечного сечения образца в месте образования шейки резко уменьшается, что сопровождается снижением нагрузки, необходимой для дальнейшей деформации образца до его разрыва.

Момент перехода от однородного деформирования твёрдых тел к неоднородному представляет большой интерес. В настоящее время известны многочисленные экспериментальные и теоретические исследования образования и развития шейки в материалах только при испытаниях в основном в условиях комнатной температуры.

В работе [1] выполнен сравнительный анализ расчётных по структурной модели и экспериментальных данных по длительной прочности для тонкостенных трубчатых образцов из стали 12Х18Н10Т при  $T = 850^{\circ}\text{C}$ . По приводимым теоретическим графикам моделирования можно заключить, что момент локализации деформаций происходит непосредственно перед разрушением, соответствующую относительно времени 95-99% от времени разрушения.

Другим подходом к определению момента локализации можно рассматривать накопления дислокаций в материале [2], где на основе моделирования автор вычисляет количество дислокаций в различных материалах при различном действующем напряжении.

Известны работы Давиденкова-Спиридоновой [3] где были получены приближенные аналитические решения распределения напряжений и деформаций вдоль радиуса в наименьшем сечении шейки, аналитическое решение задачи о распределении напряжений [4], экспериментальное решение задачи о распределении деформаций и напряжений в шейке [5] и в [6] предложен метод аналитического описания неоднородного поля пластической деформации в локальной зоне плоского образца при растяжении.

Так же следует отметить работу [7] в которой при растяжении образцов из циркония и алюминия, предварительно деформированных на ~450 % посредствомковки с переменной оси осаживания и РКУП соответственно для получения мелкозернистого материала, наблюдалась их повышенная склонность к образованию шейки.

В данной работе использованы образцы круглого поперечного сечения, поэтому из-за осевой симметрии отмеченные в [5] особенности деформирования, в частности, что поперечные деформации по ширине и толщине образца не равны между собой, что существенно усложняет исследования, и в данной работе не приводят к усложнению расчетов.

В ряде случаев некоторые сечения отличаются от соседних сечений меньшей сопротивляемостью растяжению в исходном состоянии, в этом случае шейка появляется уже на стадии нагружения. В данной работе при исследовании и развитии шейки не учитывается структурное состояние различных сечений образцов, такие исследования, например были проведены в [8, 9].

В работе применялись образцы круглого поперечного сечений из алюминиевого сплава Д16Т. Образцы изготавливались на токарном станке, в соответствии с ГОСТ 9651-84, ISO 783-89 (Металлы. Методы испытаний на растяжение при повышенных температурах). Испытания образцов проводились при рабочей температуре 400°C. Изображение рабочей части образца круглого поперечного сечения внутри нагревательной печи перед нагружением показано на рис. 1. Начальные значения диаметра рабочей части и нагрузки для круглых образцов составляли  $d_{01} = 5$  мм и  $d_{02} = 4$  мм,  $\sigma_{01} = 24.5$  МПа,  $\sigma_{02} = 19.6$  МПа и  $\sigma_{03} = 17.6$  МПа. Разработанная автором статьи методика бесконтактных измерений позволила исследовать появление и развитие шейки в образцах при высокой температуре [10].

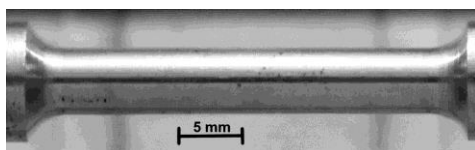


Рис.1. Изображение рабочей части образца круглого поперечного сечения внутри нагревательной печи перед нагружением.

Введем в рассмотрение однородно деформирующийся образец, т.е. мнимый образец, который деформируется по тому же закону изменения  $L(t)$ , как при реальном эксперименте (для каждого эксперимента эта зависимость своя), но сохраняет однородную деформацию всей рабочей области. Для такого мнимого круглого образца выполнено соотношение из постоянства объема образца:

$$d^0(t) = 2r_0 \sqrt{\frac{l_0}{l}}, \quad (1)$$

где  $d^0(t)$  - значение диаметра мнимого образца, деформирующегося однородно.

В произвольный момент времени  $t$  круглый образец характеризуется длиной  $l(t)$  и распределением диаметров  $d(t, x)$ . Рассмотрим мнимый образец, деформирующийся однородно по аналогичному закону  $l(t)$ , что и реальный, для которого  $d(t, x) = \text{const} = d^0(t)$ .



В таком случае зададим критерий образования шейки как:

$$\Psi_1(t) = d^0(t) - \min_x(d(t, x)) > k_1, \quad (2)$$

На рис. 2 показаны значения критерия  $\Psi_1$  (значение  $\Psi_1 = 1$  соответствует наличию шейки) во времени для экспериментов №2 и №9, соответствующие значению  $k_1 = 0.2$  мм.

Введем относительное время появления шейки  $\tau$ , вычисляемое как  $\tau = t/t^*$ , откуда среднее значение времени появления шейки  $\tau$  по критерию  $\Psi_1$  в экспериментах при растяжении круглого образца для параметра  $k_1 = 0.1$  мм составляет 80%, а для значения параметра  $k_1 = 0.2$  мм составляет 84.5%.

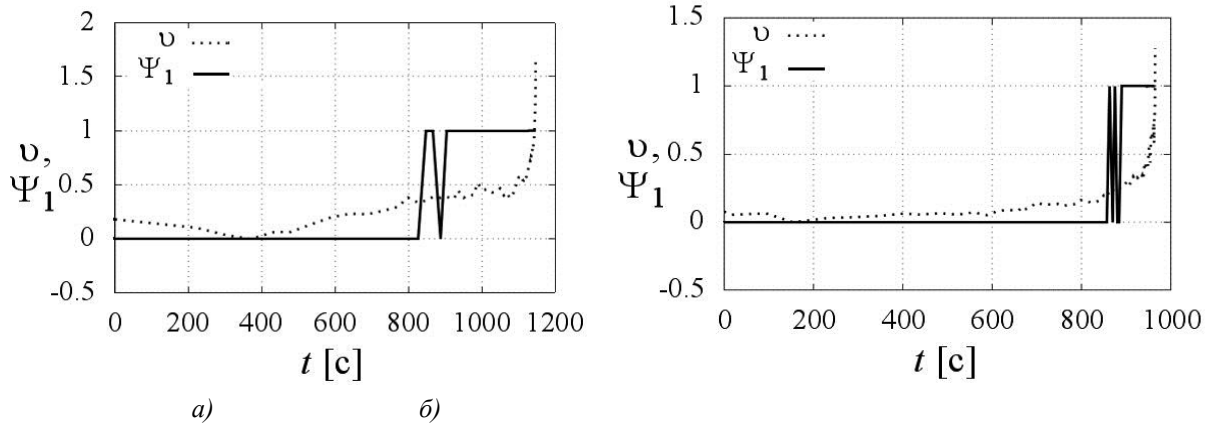


Рис. 2. Значение выброса  $v(t)$  и критерий появления шейки  $\Psi_1$  при  $k_1 = 0.2$  мм для образцов круглого поперечного сечения, эксперименты №2 (а) и №9 (б).

Образование шейки связано с локальным повышением растягивающего напряжения в образце, поэтому, аналогично критерию  $\Psi_1$ , рассмотрим реальный и однородно деформирующийся образец, рассмотрим максимально действующие напряжения  $\sigma_{\max}(t)$  и  $\sigma^0(t)$  в их поперечных сечениях, с учетом предположении о плоском сечении, тогда критерий  $\Psi_2$  выразим как:

$$\Psi_2 = \max_x(\sigma(t, x) - \sigma^0(t)) > k_2, \quad (3)$$

На рис. 3 изображены кривые сглаженных значений  $\sigma_{\max}(t)$  и  $\sigma^0(t)$ , а так же значение критерия  $\Psi_2$  (условно изображено, что при  $\Psi_2 = 40$  считается появление шейки) для значения параметра  $k_2 = 0.3$  МПа. Дополнительно приведена кривая не сглаженного напряжения (тонкая линия), всплески на которой объясняют появление пиков на  $\Psi_2$ , которые в дальнейшем игнорируются, и значение времени при котором расхождение кривых определено визуально (вертикальная стрелка). Значение 1.4 МПа взято из соображения абсолютной точности применяемой системы измерения, но в реальности полученные кривые  $\sigma(t)$  с учетом сглаживания обладают большей точностью. Т.к. критерий основан на физической основе образования шейки, его можно считать основным для определения момента локализации. По критерию  $\Psi_2$  среднее значение времени появления шейки  $\tau$  при значении параметра  $k_2 = 0.3$  МПа составляет 61%, а при значении  $k_2 = 1.4$  МПа – 85%. По визуальному способу определению момент образования шейки составляет 53% (среднее значение) от времени до разрушения.

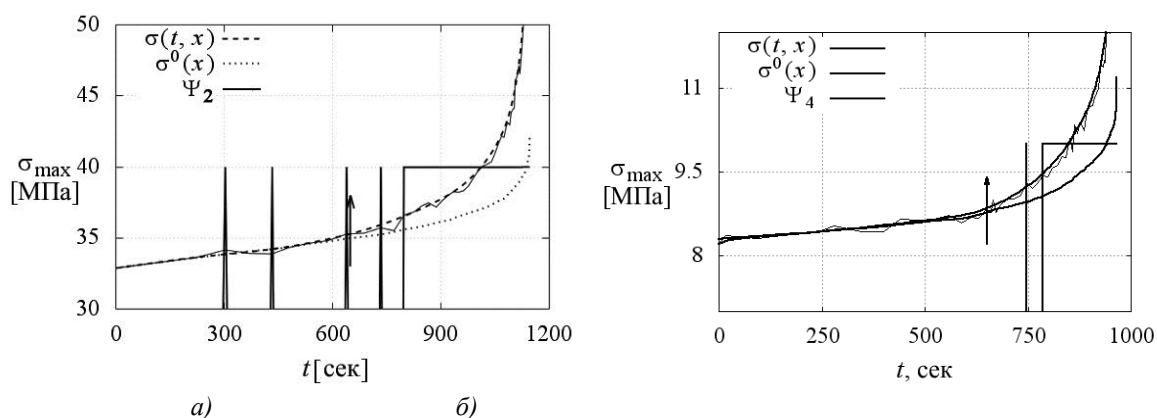


Рис. 3. Графики значений  $\sigma_{\max}(t, x)$ ,  $\sigma^0(t)$  и критерия  $\Psi_2$ . Тонкой линией обозначено не сглаженное значение  $\sigma_{\max}(t, x)$ , значение  $\Psi_2$  увеличено в 40 и 10 раз соответственно, параметр  $k_2 = 0.3$  МПа. Вертикальной стрелкой обозначен момент времени расхождения кривых, определенный визуально.

## Литература

1. В.П. Радченко, Е.В. Небогина, Е.А. Андреева. Структурная модель разупрочняющегося при ползучести материала в условиях сложного напряжённого состояния // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки. 2009. № 1 (18). С. 75–84.
2. С.Н. Петелин А.Е. Локализация деформаций в зоне сдвига в ГЦК материалах // Вестник ТГУ. Т.18. вып. 4. 2013. С.1560-1561.
3. Давиденков Н.Н., Спиридонова Н.И. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца // Завод. лаб. 1945. № 6. С. 583-593.
4. Давиденков Н.Н., Спиридонова Н.И. Анализ напряженного состояния в шейке растянутого образца // Завод. лаб. 1945. № 6. С. 583-593.
5. Ахметзянов М.Х., Албаут Г.Н., Барышников В.Н. Исследование локализации деформаций и напряжений в шейке тонкой полосы методом фотоупругих покрытий // Физическая мезомеханика 7. Спец. Выпуск. Ч.1. 2004. С. 347-350.
6. Дерюгин Е.Е. Аналитическое описание распределения пластической деформации в шейке плоского образца при растяжении // Письма о материалах т.1. 2011. С. 231-237.
7. Русин Н.М., Полетика Т.М., Гирсова С.Л., Данилов В.И. Особенности локализации пластической деформации при интенсивном деформировании металлов // Известия высших учебных заведений. Физика. Том: 50. Номер: 11. Год: 2007. С. 43-49.
8. Беликова А.Ф., Бурава С.Н., Гордополов Ю.А. Локализация деформации и связь ее с деформированным состоянием материала. Журнал технической физики, 2013, том 83, вып. 2. С. 153-155.
9. Иванова Л.А., Травин В.В., Бенеманская Г.В., Макаренко И.В. Эволюция структуры титанового сплава при упругопластическом нагружении // Вопросы материаловедения. 2016. № 1. С. 11-21.
10. Терауд В.В. Растяжение цилиндрических образцов при высокой температуре, измеряемое на основе фоторегистратора // Вестник двигателестроения. 2013. №2. С. 236 – 239.

**АНАЛИЗ РАСПРЕДЕЛЕНИЯ НАПРЯЖЕНИЙ В СОСТАВНОМ  
СТЕРЖНЕ В ПРОЦЕССЕ ПОЛЗУЧЕСТИ В ПРИСУТСТВИИ  
АГРЕССИВНОЙ СРЕДЫ**  
*ANALYSIS OF THE STRESS DISTRIBUTION IN THE COMPOSITE ROD  
DURING CREEP IN AGGRESSIVE MEDIUM*

**Л.В.Фомин** – к.ф.-м.н., ведущий инженер  
НИИ механики МГУ имени М.В. Ломоносова  
*fleonid1975@mail.ru*

**Abstract.** The stress-strain state of the composite tensile rod in the creep condition in the presence of the aggressive medium is considered. Creep of each part of the rod described by a power model with different parameters. Analyzed the stress distribution in time provided the penetration of aggressive medium in the different parts of the rod with different diffusion coefficients. The conditions under which the stress in the parts of rod closer together in time, or diverge are obtained.

**Key words:** composite rod, creep, aggressive medium, diffusion.

**Аннотация.** Рассматривается напряженно-деформированное состояние составного растягиваемого стержня при ползучести в условии воздействия на него агрессивной окружающей среды. Ползучесть каждого слоя стержня описывается степенной моделью с различными параметрами. Анализируется распределение напряжений во времени при условии проникновения агрессивной среды в разные части стержня с различными коэффициентами диффузии. Получены условия, при которых напряжения в слоях стержня либо сближаются во времени, либо расходятся.

**Ключевые слова:** составной стержень, ползучесть, агрессивная среда, диффузия.

Современные материалы и элементы конструкций должны обеспечивать надежность и работоспособность изделий, выполненных из них, в течение всего срока службы. В связи с этим наукоемкие исследования высокотемпературной прочности материалов и конструкций, в том числе, находящихся в условии воздействия агрессивных сред, достаточно актуальны. Наиболее часто для дополнительной защиты элементов конструкций от деструктивного воздействия внешней, часто рабочей, агрессивной среды применяются типовые элементы составного типа. Внешний слой такой составной конструкции, как правило, контактирует с агрессивным веществом и защищает основные элементы конструкции от его разрушительного воздействия. Данная статья посвящена исследованию напряженно-деформированного состояния такой типовой конструкции, как стержень, находящийся в условии ползучести [1] при растяжении в агрессивной среде [2].

**1. Постановка задачи. Установившаяся ползучесть составного стержня без учета влияния агрессивной среды.**

Рассматривается составной стержень, находящийся в состоянии установившейся ползучести под действием постоянной растягивающей силы  $P$ , приложенной к его торцам. Стержень имеет прямоугольное поперечное сечение, длина стержня  $L$ , ширина стержня  $H$  и толщина  $b$  удовлетворяют двойному неравенству  $L \gg H \gg b$ . Расположение частей симметрично относительно срединной плоскости, проходящей через геометрическую середину ширины  $H$ . Центральная часть стержня выполнена из материала, обладающего одними свойствами ползучести, две крайних одинаковых части выполнены из другого материала, который обладает другими свойствами ползучести. Дополнительно примем следующее условие: все части составного стержня жестко, без

проскальзывания соединены между собой. Расположение частей в стержне представлено на рисунке 1.

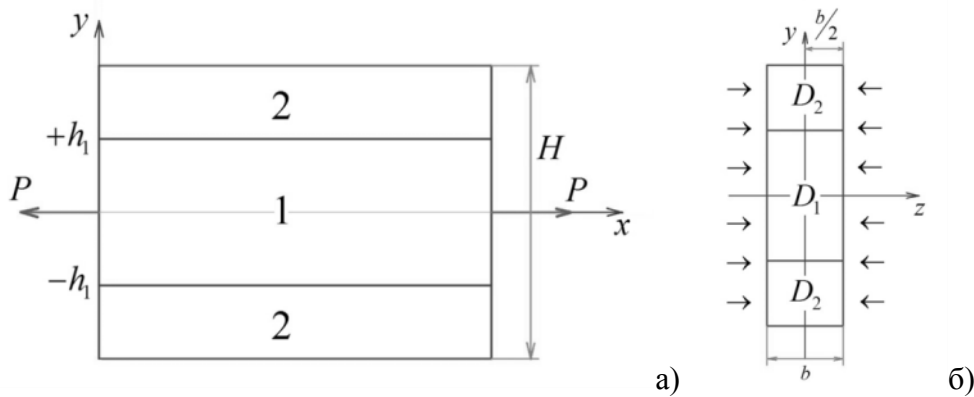


Рис. 1. Схема расположения частей в стержне (а). Схема диффузионного воздействия на стержень (б).

На рисунке 1а обозначение  $h_1$  соответствует ординате границы первой и второй частей в системе координат  $xOy$ . При этом толщина первой части равна  $2h_1$ .

Пусть соотношения (1) описывают скорость деформации ползучести соответственно первой (центральной) части и двух крайних частей.

$$\dot{p}_1 = B_1 \sigma_1^n, \quad \dot{p}_2 = B_2 \sigma_2^n, \quad (1)$$

где  $\sigma_1$  - напряжение в первой (центральной) части стержня,  $\sigma_2$  - напряжение в двух крайних частях стержня,  $B_1, B_2, n$  - материальные константы, точка над символами  $p_1$  и  $p_2$  означает производную по времени  $t$ . В силу осевой симметрии задачи и одинаковых законов установившейся ползучести двух крайних частей, внешние нагрузки распределяются между двумя крайними частями поровну, и напряжения  $\sigma_2$  в них будут одинаковыми. Поскольку все части составного стержня жестко связаны между собой, то для дальнейшего решения примем гипотезу плоских сечений, т.е. деформация ползучести для сечений, ортогональных оси симметрии, для всех точек каждого сечения одинаковая, и не зависит от поперечной координаты  $y$ . Введем безразмерные переменные:

$$\bar{\sigma}_1 = \frac{\sigma_1}{\sigma_0}, \quad \bar{\sigma}_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_0}, \quad \bar{t} = B_1 \sigma_0^n t \quad (2)$$

где  $\sigma_0$  - некоторое характерное напряжение размерности МПа, например, предел кратковременной прочности  $\sigma_b$  ( $\sigma_0 = \sigma_b$ ) при соответствующей температуре. Запишем уравнения равновесия:

$$P = 2 \left[ \int_0^{h_1} b \sigma_1 dy + \int_{h_1}^{H/2} b \sigma_2 dy \right] = 2b \left[ h_1 \sigma_1 + \left( \frac{H}{2} - h_1 \right) \sigma_2 \right]. \quad (3)$$

С учетом безразмерных напряжений в (2), определяющих соотношении (1) и, используя уравнения равновесия (3) и условия равенства деформаций  $p_1 = p_2$ , получим выражения для напряжений  $\bar{\sigma}_1$  и  $\bar{\sigma}_2$ , которые имеют следующий вид:

$$\bar{\sigma}_1 = (k)^{1/n} \bar{\sigma}_2, \quad \bar{\sigma}_2 = \Sigma_0 \left[ \alpha (k)^{1/n} + (1 - \alpha) \right]^{-1}, \quad \text{где } k = \frac{B_2}{B_1}, \quad \Sigma_0 = \frac{P}{bH\sigma_0}, \quad \alpha = \frac{2h_1}{H}.$$

## 2. Учет влияния агрессивной среды на ползучесть составного стержня.

Влияние агрессивной среды определяется диффузионным проникновением ее элементов в материал стержня. Примем различные характеристики диффузионного

процесса для центральной части и двух крайних частей стержня. А именно, пусть агрессивная среда проникает в центральную часть с коэффициентом диффузии  $D_1 = \text{const}$ , а в крайние части - с коэффициентом диффузии  $D_2 = \text{const}$ . Схема симметричного относительно оси удиффузионного воздействия агрессивной среды на составной стержень представлена на рисунке 1б.

Таким образом, распределение концентрации элементов агрессивной среды в каждой части составного стержня подчиняется одномерному уравнению диффузии. С учетом введенных безразмерных переменных

$$\bar{z} = \frac{2z}{b}, \quad \tilde{t} = \frac{48D_1}{b^2}t, \quad \tilde{t} = \frac{48D_2}{b^2}t, \quad \bar{c} = \frac{c}{c_0} \quad (4)$$

это уравнение имеет следующий вид:

$$\frac{\partial \bar{c}}{\partial \tilde{t}} = \frac{1}{12} \frac{\partial^2 \bar{c}}{\partial \bar{z}^2}, \quad \bar{c} = \bar{c}(\bar{z}, \tilde{t}), \quad 0 \leq \bar{z} \leq 1, \quad 0 \leq \tilde{t} < \infty. \quad (5)$$

Начальные и граничные условия имеют вид:

$$\bar{c}(\bar{z}, 0) = 0, \quad \bar{c}(1, 0) = 1, \quad \frac{\partial \bar{c}}{\partial \bar{z}}(0, \tilde{t}) = 0,$$

где  $\bar{z} = 0$  - центр поперечного сечения,  $\bar{z} = 1$  - поверхность стержня. Предполагается скачок концентрации на границе раздела агрессивной окружающей среды и материала стержня в момент времени  $\tilde{t} = 0$ . Предлагается приближенный метод решения уравнения диффузии (5), основанный на введении диффузионного фронта, который подробно описан в [2 - 4].

Учет влияния агрессивной среды произведем с помощью введения в определяющие соотношения (1) некоторой функции  $f(\bar{c}_m)$  от интегрально средней концентрации  $\bar{c}_m$ . Эти соотношения в безразмерных переменных (2) и (4) примут следующий вид:

$$\frac{dp_1}{d\tilde{t}} = \bar{\sigma}_1^n f(\bar{c}_m(\tilde{t})), \quad \frac{dp_2}{d\tilde{t}} = k \bar{\sigma}_2^n f(\bar{c}_m(\tilde{t})).$$

где  $\bar{c}_m \equiv \int_0^1 \bar{c} d\bar{z}$ . Выражение для  $\bar{c}_m$  получено с помощью приближенного метода [2-4].

Примем линейный вид этой функции:  $f(\bar{c}_m) = 1 + a\bar{c}_m$ , где  $a$  - материальная константа. Способ определения константы  $a$  из экспериментов на длительную прочность подробно изложен в [5].

Используя условие равенства деформаций  $p_1 = p_2$ , с учетом уравнений равновесия получим выражения для напряжений:

$$\bar{\sigma}_1 = \left[ \frac{k \int f(\bar{c}_m(K_D \tilde{t})) d\tilde{t}}{\int f(\bar{c}_m(\tilde{t})) d\tilde{t}} \right]^{\frac{1}{n}} \bar{\sigma}_2. \quad \bar{\sigma}_2 = \Sigma_0 \left[ \alpha \left[ \frac{k \int f(\bar{c}_m(K_D \tilde{t})) d\tilde{t}}{\int f(\bar{c}_m(\tilde{t})) d\tilde{t}} \right]^{\frac{1}{n}} + (1 - \alpha) \right]^{-1},$$

где  $K_D = D_2/D_1$ .

### 3. Результаты расчета напряжений в составном стержне с учетом влияния агрессивной среды.

Численный анализ и графики, представленные на рисунках 2а, 2б показывают, что в зависимости от принятых значений диффузионных констант и значений параметров процесса ползучести графики напряжений во времени могут как расходиться, так и сходиться. Сумма значений напряжений  $\bar{\sigma}_1$  и  $\bar{\sigma}_2$  в любой момент времени  $\tilde{t}$  является постоянной величиной. При фиксированном значении параметра  $K_D$  с ростом

коэффициента  $k$  графики напряжений  $\bar{\sigma}_1$  и  $\bar{\sigma}_2$  сближаются (при  $k = k_0$ ,  $k_0 \approx 0.76$  с учетом принятых значениях констант), а затем удаляются друг от друга.

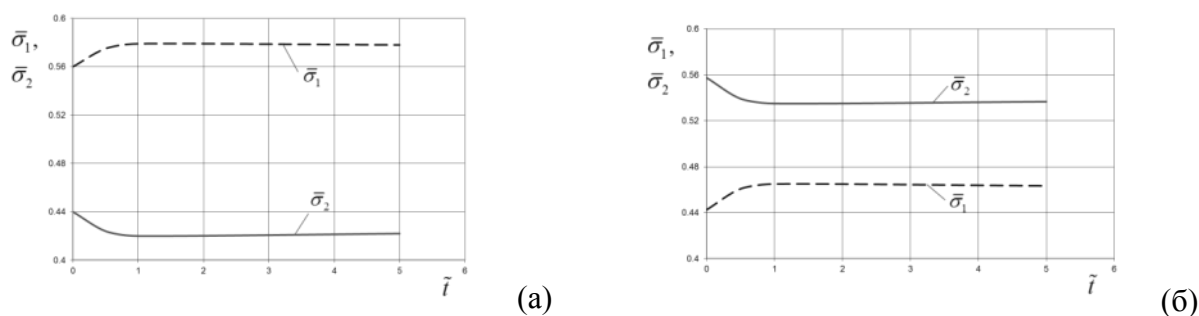


Рис. 2. График зависимости напряжений от времени при  $K_D = 2$  и  $k = 2$  (а);  $K_D = 2$  и  $k = 0.5$  (б).

#### 4. Анализ результатов и выводы

Для обеспечения надежности и долговечности работы конструкций при их проектировании, как правило, придерживаются принципа уменьшения максимальных действующих напряжений во времени. В связи с этим, для рассматриваемой в данной статье стержневой конструкции составного типа оптимальными параметрами будут являться те, которые приводят к уменьшению во времени напряжений, т.е. которые обеспечили бы сходящиеся во времени распределения напряжений.

Исходя из этих принципов, такими параметрами будут являться следующие:

$$\begin{cases} K_D \geq 1, & k \leq k_0, & k_0 \approx 0.76, \\ K_D < 1, & k > 1/k_0. \end{cases}$$

Данное исследование имеет как фундаментальную направленность развития кинетической теории ползучести и длительной прочности Ю.Н. Работнова с учетом влияния агрессивной среды, так и прикладной характер. Областью применения этого исследования может быть, например, энергетическое и нефтехимическое машиностроение, где элементы конструкции работают в условиях воздействия агрессивных сред.

Автор выражает благодарность профессору А.М. Локощенко за постановку задачи и ценные консультации. Работа выполнена при поддержке Российского фонда фундаментальных исследований, грант No. 14-08-00528a

#### Литература

1. Работнов Ю.Н. Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
2. Локощенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов в агрессивных средах – М.: Изд-во Моск. ун-та, 2000. – 178 с.
3. Локощенко А.М. Ползучесть и длительная прочность металлов.— М.: ФИЗМАТЛИТ, 2016. — 504 с.
4. Локощенко А.М., Фомин Л.В. Моделирование длительной прочности растягиваемых стержней в агрессивной среде с учетом переменного коэффициента диффузии // Механика композитных материалов. Рига. 2014. №6. С. 1033-1042.
5. Фомин Л.В. Описание длительной прочности растягиваемых стержней прямоугольного и круглого поперечных сечений в высокотемпературной воздушной среде // Вестн. Сам. гос. техн. ун-та. Сер. Физ.-мат. науки, №3(32). 2013. С. 87-97.

## ОЦЕНКА ДОЛГОВЕЧНОСТИ ВЫТЕСНИТЕЛЬНОГО СИЛЬФОНА ТОПЛИВНОГО БАКА

### *THE DURABILITY ASSESSMENT OF DISPLACING BELLOW OF FUEL TANK*

С.А. Чернякин – ассистент, А.И. Аистов – аспирант,

Ю.В. Скворцов – к.т.н., доцент, С.Н. Перов – д.т.н., профессор

Самарский национальный исследовательский университет имени академика

С.П. Королева

*e-mail: chernyakin-sa@mail.ru*

**Abstract.** Fuel tank which is intended for storing the fuel supply and its displacing by the bellow movement under the influence of gas which is supplied into pressurization cavity is considered. The aim of this investigation is assessment of operating capacity of displacing bellow through durability determining by low-cycle strength criteria in conditions which are close to the operational stage. The analysis of stress-strain behavior and calculation of durability characteristics is performed by usage of finite element method.

**Key words:** вытеснительный сильфон, топливный бак, долговечность, метод конечных элементов, петля гистерезиса, пластичность.

**Аннотация.** Рассматривается топливный бак, предназначенный для хранения запаса топлива и вытеснения его диафрагмой в виде сильфона под действием сжатого газа, подаваемого в полость наддува. Целью настоящего исследования является оценка работоспособности вытеснительного сильфона путём определения его долговечности по критериям малоциклового прочностного состояния в условиях близких к эксплуатационным. Анализ напряжённо-деформированного состояния и расчёт характеристик долговечности производится с использованием метода конечных элементов.

**Ключевые слова:** вытеснительный сильфон, топливный бак, долговечность, метод конечных элементов, петля гистерезиса, пластичность.

Рассматриваемый топливный бак состоит из двух полубаков с сильфонами, предназначенными для герметичного разделения газовой и жидкостной полостей, а также обеспечения изменения их объёмов при вытеснении горючего или окислителя из бака. Вытеснительный сильфон представляет собой гофрированную оболочку с кольцевыми гофрами тарельчатого типа, сваренными из тонких искривлённых мембран толщиной 0,25 мм из материала 12Х18Н10Т. В техническом задании на конструкцию бака предъявляется требование к количеству перекладок сильфона, которое должно быть не менее 40.

Следует отметить, что для подтверждения заданного ресурса срабатываний была разработана экспериментальная установка «Фрагмент топливного бака» (рис. 1). В ходе испытаний снимается характеристика зависимости расстояния  $A$  от давления.

Рассматриваемый сильфон представляет собой весьма тонкую оболочку, работающую в сложных условиях. При этом имеют место все возможные виды нелинейностей. Здесь возникают и большие перемещения, и пластические деформации, и контактное взаимодействие отдельных гофров. Поэтому расчёт напряжённо-деформированного состояния (НДС) сильфона проводится в среде ANSYS, причём моделируется не весь топливный бак, а лишь экспериментальная установка «Фрагмент топливного бака» (см. рис. 1).

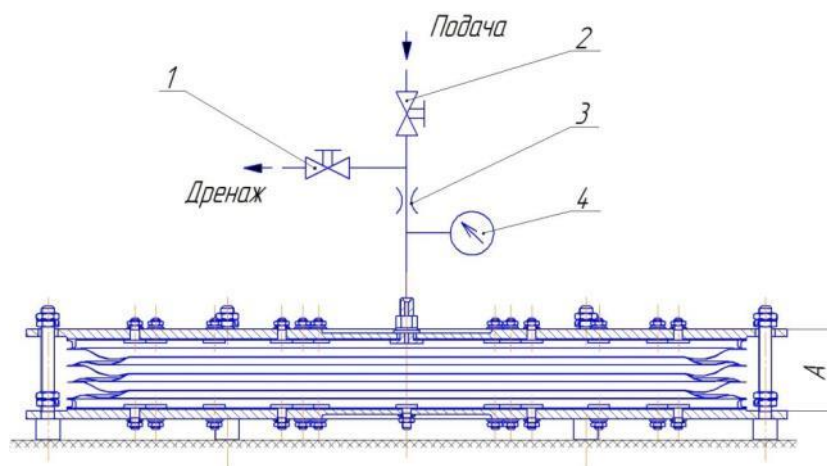


Рис. 1. Схема испытаний сиффона. 1 – вентиль ВН1; 2 – вентиль ВН2; 3 – шайба расходная диаметром 0,3 м; 4 – мановакуумметр

Один цикл нагружения включает в себя:

- 1) прямой ход – сжатие сиффона на величину рабочего хода 45 мм;
- 2) обратный ход – возвращение сиффона в первоначальное положение.

В силу осесимметричной постановки задачи можно ограничиться рассмотрением лишь одного его сечения, то есть свести трёхмерную задачу теории упругости к двумерной, что существенно упрощает решение.

На основе созданной геометрии экспериментальной установки строится её конечно-элементная модель с использованием элемента осесимметричной оболочки SHELL208.

При задании пластических свойств материала выбирается полилинейная модель Мизеса с кинематическим упрочнением. В расчётах используются экспериментальные данные, полученные в результате растяжения образцов, вырезанных из слоёв сиффона компенсатора, изготовленного из того же материала: предел прочности  $\sigma_b = 700$  МПа; условный предел текучести  $\sigma_{0,2} = 550$  МПа; относительное удлинение при разрыве 40 %.

Граничные условия представляют собой запрет радиальных перемещений и углов поворота узлов, лежащих на оси симметрии конструкции. Кроме того, запрещаются поступательные перемещения жёсткой линии нижнего кольца и днища установки.

Решение данной задачи выполняется по шагам. Первый шаг нагружения заключается в естественном сжатии сиффона под действием веса верхней крышки, входящей в состав экспериментальной установки «Фрагмент топливного бака» (см. рис. 1). Напряжённо-деформированное состояние сиффона в конце данного шага нагружения приведено на рис. 2. Рядом с точкой, где возникает наибольшее напряжение, ставится метка МХ.

На втором шаге дополнительно к силе тяжести крышки прикладывается перепад давления  $\Delta p$  из окружающей среды на внутреннюю полость сиффона до полного его сжатия на величину рабочего хода, составляющего 45 мм. Максимальное напряжение здесь имеет место в конце процесса сжатия и составляет 578,0 МПа (рис. 3). Следует отметить, что первые два шага нагружения соответствуют нулевому полуциклу ( $k = 0$ ).

На третьем шаге, который описывает первый полуцикл ( $k = 1$ ), перепад давления уменьшается до нуля и для возвращения сиффона в первоначальное крайнее верхнее положение прикладывается избыточное давление во внутреннюю полость  $\Delta p = -1,016$  кПа. Аналогично выполняются и остальные шаги.



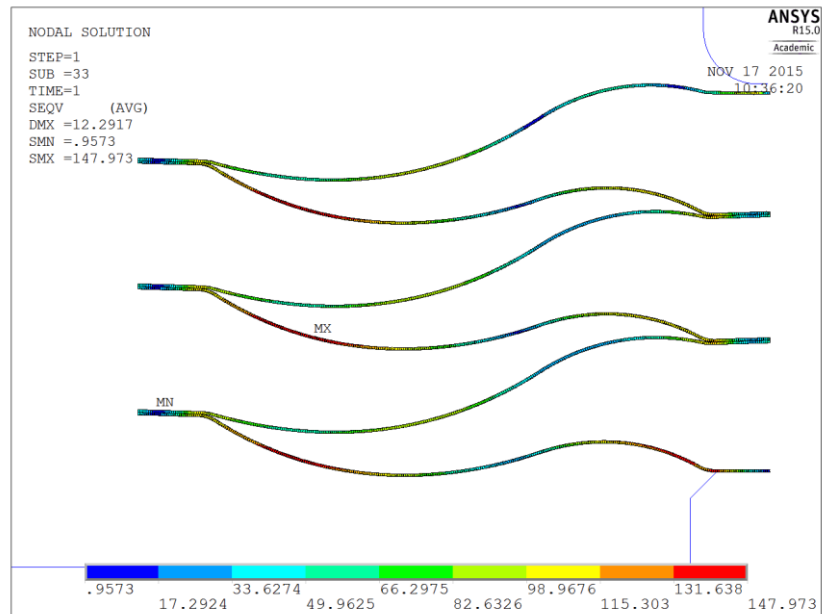


Рис. 2. Сжатие сильфона под действием веса крышки ( $\Delta p = 0$  кПа)

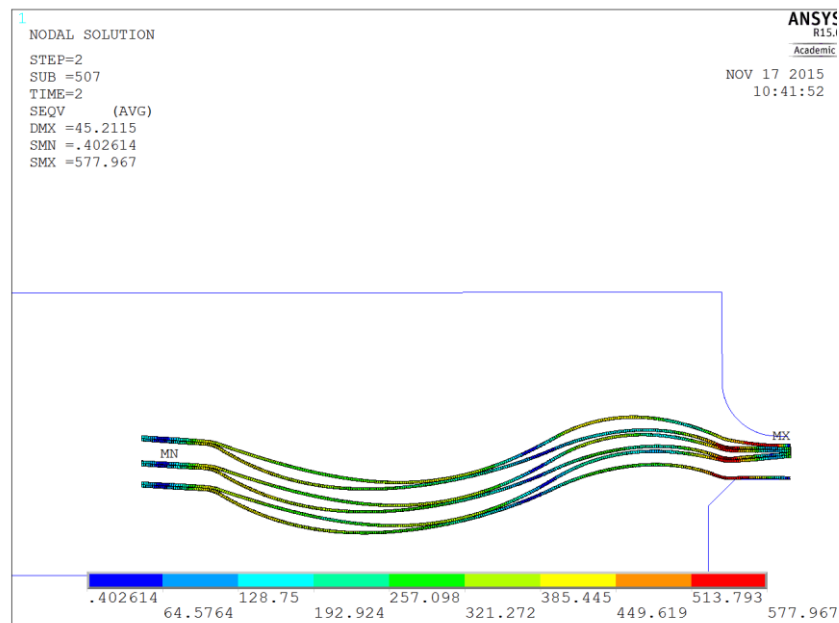


Рис. 3. Полное сжатие сильфона ( $\Delta p = 5,352$  кПа)

Рассчитанная в программе ANSYS для наиболее опасной точки зависимость меридионального напряжения  $\sigma_{11}$  от полной меридиональной деформации  $\varepsilon_{11}$  представлена на рис. 4. Как видно, стабилизация петли гистерезиса происходит практически сразу. При этом размах полной меридиональной деформации равен  $\Delta\varepsilon_{11} = 0,00441$ , а её амплитуда составляет

$$\varepsilon_a = \frac{\Delta\varepsilon_{11}}{2} = 0,0022.$$

Многочисленные экспериментальные данные [2] показывают, что при неоднородном НДС, характеризуемом градиентом напряжений (деформаций) по толщине, сопротивление усталости существенно выше, чем при однородном НДС. Для учёта данного факта в идеале следует располагать экспериментальной кривой усталости, полученной по результатам испытаний до разрушения при циклическом изгибе. Для проката толщиной 0,5 мм из стали 12X18H10T, из которого изготовлен рассматриваемый сильфон, такая кривая в координатах  $\varepsilon_a - N$  (где  $N$  – число циклов до разрушения)

приведена в работе [3].

При этом амплитуде деформаций  $\varepsilon_a = 0,0022$  соответствует число циклов переключений до разрушения, равное  $8 \cdot 10^4$ . Таким образом, можно сделать вывод о том, что данная конструкция сильфона не должна иметь каких-либо проблем с обеспечением малоциклового прочностного ресурса. Однако это справедливо лишь при условии осесимметричного деформирования сильфона, когда никакие факторы не могут его вывести из данного состояния. К таким факторам можно отнести, например, изготовление заготовок для мембран путём сварки лент. Следует отметить, что в результате испытаний описанная выше экспериментальная установка выдержала более 60 переключений.

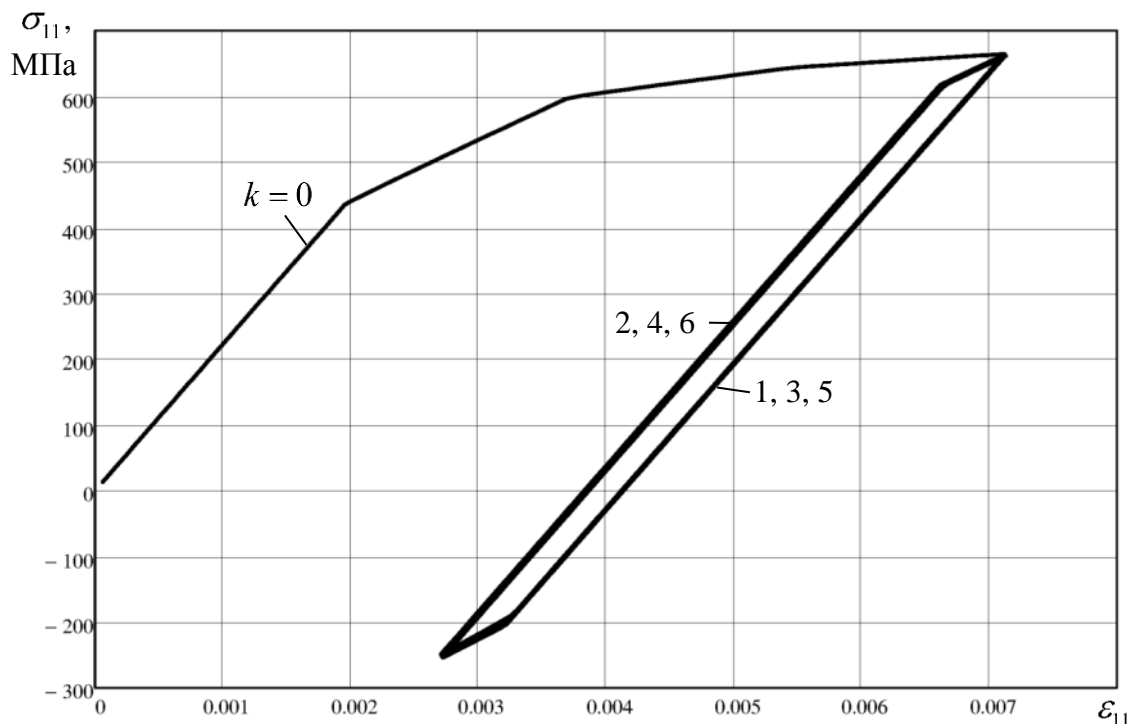


Рис. 4. Диаграмма циклического деформирования в меридиональном направлении

## Литература

1. Аистов А.И., Скворцов Ю.В., Перов С.Н. Расчёт сильфонного компенсатора на малоцикловую прочность // Известия Самарского научного центра РАН, т.17, №2. 2015. С. 158-163.
2. Трощенко В.Т. Усталость металлов при неоднородном напряжённом состоянии. Киев: Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, 2011. 129 с.
3. Серенсен С.В. Прочность при малоцикловом нагружении. Основы методов расчёта и испытаний / С.В. Серенсен, Р.М. Шнейдерович, А.П. Гусенков и др. М.: Наука, 1975. 288 с.

## СЕКЦИЯ 1.

МОДЕЛИ И КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ МАТЕРИАЛОВ И  
ЖИВУЧЕСТИ КОНСТРУКЦИЙ НА РАЗЛИЧНЫХ МАСШТАБНО-  
СТРУКТУРНЫХ УРОВНЯХ

<b>Гадолина И.В., Монахова А.А., Петрова И.М., Серебрякова И.А.</b> Лабораторный и численный эксперимент при случайном нагружении как альтернатива испытаниям при регулярном нагружении	<b>4</b>
<b>Долгоруков В.А.</b> О некоторых эффектах неоднородного упругопластического НДС	<b>8</b>
<b>Евдокимов А.П.</b> Динамическая нагруженность элементов силовых приводов магистральных тепловозов	<b>12</b>
<b>Зезин Ю.П.</b> Экспериментальная оценка прочности зернистых полимерных композитов при сложном напряженном состоянии	<b>16</b>
<b>Кондратьев А.Д., Махутов Н.А., Гаденин М.М.</b> Моделирование НДС тонкостенных несущих узлов крупных строительных перекрытий методом фотоупругости	<b>20</b>
<b>Кулиев В.Д., Морозов Е.М.</b> Градиентный деформационный критерий хрупкого разрушения	<b>24</b>
<b>Локощенко А.М.</b> Определение длительной прочности при нестационарном сложном напряженном состоянии с помощью кинетической теории	<b>28</b>
<b>Никишков Г.П., Матвиенко Ю.Г., Разумовский И.А.</b> Двухпараметрический критерий роста упругопластической трещины	<b>33</b>
<b>Полилов А.Н.</b> Структурная целостность армированных волокнами пластиков	<b>37</b>
<b>Резников Д.О., Зацаринный В.В.</b> Сопоставление различных подходов к оценке живучести технических систем	<b>42</b>

<b>Романов А.Н., Филимонова Н.И.</b> Локальные повреждения конструкционных материалов при циклическом нагружении	<b>46</b>
<b>Хохлов А.В.</b> Кривые ползучести и длительной прочности нелинейной модели вязкоупругопластичности типа Максвелла	<b>50</b>
<b>Хохлов А.В.</b> Моделирование длительной прочности и разносопротивляемости с помощью соотношения Ю.Н. Работнова для нелинейной наследственности	<b>54</b>
<b>Чернятин А.С., Разумовский И.А., Матвиенко Ю.Г.</b> Усталостный рост поверхностной трещины: влияние стеснения и остаточных напряжений	<b>58</b>

## **СЕКЦИЯ 2.**

### **ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА РАЗРУШЕНИЯ В ПРОБЛЕМАХ ЖИВУЧЕСТИ И КОНСТРУКЦИОННОГО МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЯ**

<b>Грот В.В., Руденко В.А., Махутов Н.А.,</b> Структуризация моделей МДТТ для создания информационных систем	<b>64</b>
<b>Завойчинская Э.Б.</b> О критерии поэтапного усталостного разрушения металлов на различных масштабных структурных уровнях при одноосном нагружении с несимметричным циклом	<b>67</b>
<b>Кокуров А.М., Татусь Н.А.</b> Моделирование процесса прогрессирующего разрушения композитного упругого элемента подвески транспортного средства	<b>71</b>
<b>Махутов Н.А., Коссов В.С., Оганьян Э.С., Волохов Г.М., Гасюк А.С., Красюков Н.Ф., Протопопов А.Л.</b> Методы определения ресурса конструкций локомотивов	<b>76</b>
<b>Перельмутер М.Н.</b> Дуговая трещина со связями в концевой области, на границе цилиндрического включения и матрицы	<b>82</b>
<b>Полилов А.Н., Татусь Н.А.</b> Оценки долговечности композитных пластин с расслоениями	<b>86</b>
<b>Прокопьев Л.А., Большаков А.М.</b> Исследование поля напряжений у вершины трещины дискового образца с краевой трещиной	<b>91</b>

**Резников Д.О.** Уточнение вероятностного подхода к описанию масштабного эффекта при оценке прочности деталей машин и элементов конструкций **95**

#### **СЕКЦИЯ 4.**

#### **ДИНАМИЧЕСКИЕ ПРОЦЕССЫ РАЗРУШЕНИЯ. ДИАГНОСТИКА И МОНИТОРИНГ ПОВРЕЖДЕННЫХ МАШИН И КОНСТРУКЦИЙ**

**Андреев Я.М., Большаков А.М.** Повышение выявляемости зарождающихся дефектов в вертикальных резервуарах при проведении диагностирования **100**

**Ахметханов Р.С.** Мультифрактальный анализ диагностических данных **104**

**Бубнов М.А., Матвиенко Ю.Г., Мягков К.А.** Численный анализ влияния угловой скорости вращения вала с дефектом на НДС и параметры механики разрушения **108**

**Вальес Н.Г., Каплунов С.М., Ченцова Н.А., Самолысов А.В.** Условие сохранения устойчивости для пучка труб теплообменного аппарата **113**

**Гадолина И.В., Папич Л., Зайнетдинов Р.И.** Доверительные интервалы для коэффициента готовности **116**

**Георгиевская Е.В.** Обоснование методов и сроков диагностики гидротурбин за пределами проектного срока службы **120**

**Зайнетдинов Р.И.** Модель появления точки бифуркации под влиянием случайного процесса нагружения несущей конструкции **124**

**Каплунов С.М., Фесенко Т.Н., Фурсов В.Ю., Солонин В.И.** Численный эксперимент и его верификация при определении аэрогидродинамических нагрузок и параметров динамического отклика обтекаемых потоком конструкций **128**

**Маслов С.В., Кукшинов А.И.** Расчётно-экспериментальный метод мониторинга НДС критически важных элементов конструкций **132**

- Одинцев И.Н., Апальков А.А., Плугатарь Т.П., Усов С.М.** Автономный спекл-интерферометр для определения остаточных напряжений и его апробация в натуральных экспериментах **136**
- Правоторова Е.А., Скворцов О.Б.** Статистические оценки вибрационных сигналов **141**
- Троицкий О.А., Правоторова Е.А., Стащенко В.И., Скворцов О.Б.** Магнито-механическое действие импульсного тока в проводнике **145**
- Фесенко Т.Н., Каплунов С.М., Шитова Л.И., Блохина Т.В.** Определение рациональных параметров конструкций парогенераторов повышенной вибропрочности **149**
- Чернов Д.В., Матвиенко Ю.Г., Иванов В.И., Васильев И.Е., Барат В.А., Елизаров С.В.** Повышение достоверности результатов акустико-эмиссионного контроля при растяжении образцов, выполненных из композиционных материалов **151**
- Шаталов Л.Н., Дронова Е.А.** Исследование автобалансирующих устройств на основе импульсных источников энергии **160**

## **СЕКЦИЯ 5.**

### **ВЛИЯНИЕ СТРУКТУРНОГО СОСТОЯНИЯ НА ДЕФОРМАЦИОННЫЕ И ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ**

- Аннин Б.Д., Колпаков А.Г., Ракин С.И.** Сведение трехмерной задачи осреднения гофрированной пластины к двухмерной **166**
- Акимова О.В., Велигжанин А.А.** Исследования структурного состояния металлических фольг с использованием синхротронного излучения **170**
- Дегадникова Л.А., Андреев А.О., Осинцев А.В., Петровский В.Н.** Влияние лазерной термической обработки на механические характеристики дисперсных структур аустенитно-мартенситных сплавов **173**

<b>Зимин Б.А., Свентицкая В.Е., Судьенков Ю.В.</b>	Зависимости теплообразования в металлах от скоростей деформации при квазистатических нагружениях	<b>177</b>
<b>Красиков Е.А., Амаев А.Д.</b>	Легирование стали и графита водородом в ядерном реакторе	<b>180</b>
<b>Красиков Е.А., Николаенко В.А.</b>	Колебательные процессы в кинетике повреждения стали корпуса реактора	<b>184</b>
<b>Плихунов В.В., Петров Л.М., Румянцев Ю.С.</b>	Изменение свойств поверхностного слоя алюминиевого сплава В95 ПЧТ2 под воздействием потоков газо-металлической плазмы	<b>187</b>

### **СЕКЦИЯ 6.**

#### **СТРУКТУРА, ПРОЧНОСТНЫЕ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ СВОЙСТВА МАТЕРИАЛОВ СО СПЕЦИФИЧЕСКИМИ СВОЙСТВАМИ**

<b>Аборкин А.В., Залеснов А.И., Бабин Д.М., Соболюков А.В.</b>	Структура и физико-механические свойства компактного материала, полученного консолидацией наноструктурированного порошка	<b>192</b>
<b>Архипов В.Е., Балашова А.В., Лондарский А.Ф., Москвитин Г.В., Пугачев М.С.</b>	Адгезия и когезия газодинамических покрытий	<b>196</b>
<b>Ахметханов Р.С., Дубинин Е.Ф., Шульженко А.А., Модестов М.Б.</b>	Диагностика тканых электронагревателей на основе углеродных нитей	<b>200</b>
<b>Бирюков В.П., Фишков А.А.</b>	Математическое моделирование геометрических параметров покрытий при лазерной наплавке с помощью метода полного факторного эксперимента	<b>204</b>
<b>Бирюков В.П., Татаркин Д.Ю., Хриптович Е.В., Фишков А.А.</b>	Влияние режимов лазерной наплавки на прочность сцепления и износостойкость покрытий	<b>204</b>
<b>Калита В.И., Комлев Д.И., Иванников А.Ю., Радюк А.А., Комлев В.С., Мамонов В.И., Севастьянов М.А., Баикин А.С.</b>	Сдвиговая прочность композиционных Ti-Га покрытий для внутрикостных имплантатов	<b>212</b>

- Морозов С.В., Гаврилина Л.В.** Особенности проектирования оборудования для изотермической раскатки заготовок осесимметричных деталей ГТД из титановых и никелевых жаропрочных сплавов **215**
- Осинцев А.В., Очков К.Ю.** Определение остаточных напряжений в биметаллических трубах **218**
- Плохих А.И., Минаков А.А.** Влияние технологических факторов на наследование многослойной структуры при горячей прокатке **222**
- Токарев Д.А., Марченко Е.А., Антонова О.С., Хрущов М.М.** Трибологическое поведение и особенности фрикционно-усталостного разрушения тонких алмазоподобных покрытий, полученных с помощью вакуумно-дугового напыления **226**

### **СЕКЦИЯ 7.**

#### **СОПРОТИВЛЕНИЕ ДЛИТЕЛЬНОМУ СТАТИЧЕСКОМУ И ЦИКЛИЧЕСКОМУ ДЕФОРМИРОВАНИЮ И РАЗРУШЕНИЮ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ, РАБОТАЮЩИХ В ЭКСТРЕМАЛЬНЫХ УСЛОВИЯХ**

- Бледнова Ж.М., Дмитренко Д.В., Балаев Э.Ю.** Кавитационная стойкость изделий с композитным поверхностным слоем из материалов с ЭПФ **232**
- Ванько В.И.** “ВРЕМЯ ЖИЗНИ” элементов конструкций **236**
- Деркач Е.А., Буякова С.П., Кульков С.Н.** Влияние термоударных нагрузений на структуру циркониевой керамики **240**
- Ибрагимов А.Р.** Методы и средства контроля, обеспечивающие структуру и прочностные свойства сплавов, при раскатке деталей ГТД в условиях сверхпластичности **243**
- Иванов В.И., Матвиенко Ю.Г., Васильев И.Е., Елизаров С.В., Чернов Д.В.** Метод акустической эмиссии в исследованиях разрушения композиционных материалов **247**
- Лебединский С.Г., Москвитин Г.В., Поляков А.Н.** Оценка живучести низколегированной стали литых деталей железнодорожных конструкций **251**
- Новоженова О.Г.** Советские пионеры дробного исчисления **255**  
 I. А.Н. Герасимов. Дробная производная



- Сахвадзе Г.Ж. Пугачев М.С. Киквидзе О.Г.** Упрочнение материалов с применением технологии двухсторонней лазерно-ударно-волновой обработки **259**
- Терауд В.В.** Момент образования шейки при растяжении круглых образцов при ползучести в натуральных экспериментах **263**
- Фомин Л.В.** Анализ распределения напряжений в составном стержне в процессе ползучести в присутствии агрессивной среды **267**
- Чернякин С.А., Аистов А.И., Скворцов Ю.В., Перов С.Н.** Оценка долговечности вытеснительного сильфона топливного бака **271**