



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 3, 2018

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<http://vestnik.pstu.ru/mechanics/about/inf/>



DOI: 10.15593/perm.mech/2018.3.05

УДК 539.3

## ОСОБЕННОСТИ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТОНКОСТЕННОГО КОЛЬЦЕВОГО ОБРАЗЦА С НАДРЕЗОМ ПРИ ВНЕЦЕНТРОМ РАСТЯЖЕНИИ

А.В. Коновалов<sup>1</sup>, А.В. Козлов<sup>2</sup>, Д.А. Коновалов<sup>1</sup>, А.С. Партин<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Институт машиноведения УрО РАН (ИМАШ УрО РАН), Екатеринбург, Россия

<sup>2</sup>АО «Институт реакторных материалов» (АО «ИРМ»), Заречный, Свердловская область, Россия

### О СТАТЬЕ

Получена: 08 июня 2018 г.  
Принята: 03 сентября 2018 г.  
Опубликована: 08 октября 2018 г.

### Ключевые слова:

тонкостенный кольцевой образец с надрезом, внецентренное растяжение, напряженно-деформированное состояние, компьютерное моделирование.

### АННОТАЦИЯ

Характеристики деформационного поведения и сопротивления разрушению материала оболочки тепловыделяющих элементов (ТВЭЛ) используются при проектных обоснованиях их безопасной работы. Для определения данных характеристик в АО «Институт реакторных материалов» применяют испытание на статическое внецентренное растяжение тонкостенных кольцевых образцов с концентратором напряжений в виде надреза, вырезанных из оболочечных труб. Испытания проводят через определенные промежутки времени эксплуатации ТВЭЛ. Получаемые в экспериментах зависимости силы нагружения образца от величины перемещения захвата испытательной машины имеют различный вид, зависящий от накопленной поврежденности оболочки ТВЭЛ. Причины поведения кривой нагружения в рассматриваемом виде испытания можно установить на основе его компьютерного моделирования.

В работе приведена схема испытания. Описана постановка упругопластической задачи расчета напряженно-деформированного состояния кольцевого образца с надрезом при его внецентренном растяжении. Рассмотрено плоское деформированное состояние. Моделирование выполнено методом конечных элементов по разработанной в ИМАШ УрО РАН для рассматриваемого вида испытания специализированной компьютерной программе. Нагрузка прикладывается малыми шагами в приращениях перемещения захвата испытательной машины. На каждом шаге нагрузки расчетный алгоритм основан на принципе виртуальной мощности в приращениях. Используются разработанные авторами определяющие соотношения для упругопластической среды с большими пластическими деформациями.

Приведены результаты компьютерного моделирования процесса нагружения образца из аустенитной стали ЧС86хд. Установлено, что кривая зависимости силы растяжения образца от перемещения захвата испытательной машины состоит из двух возрастающих прямолинейных участков и соединяющей их закругленной части. Угол наклона к горизонтальной оси у первого прямолинейного участка кривой существенно больше, чем у второго. Проанализировано изменение накопленной пластической деформации в области надреза образца в разных точках кривой нагружения и объяснены особенности поведения кривой нагружения образца на разных ее участках, в том числе с учетом образования и развития макротрещины в вершине надреза образца. Представлены поля распределений показателей напряженного состояния в области надреза образца.

© ПНИПУ

© Коновалов Анатолий Владимирович – д.т.н., проф., e-mail: avk@imach.uran.ru, ORCID: 0000-0001-9131-8636.

Козлов Александр Владимирович – д.т.н., e-mail: kozlov\_av@irmatom.ru, ORCID: 0000-0003-4138-2036.

Коновалов Дмитрий Анатольевич – к.т.н., н.с., e-mail: satterkein@yandex.ru, ORCID: 0000-0002-5306-7765.

Партин Александр Сергеевич – к.т.н., с.н.с., e-mail: lmd@imach.uran.ru, ORCID: 0000-0002-8359-2579.

Anatoly V. Konovalev – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: avk@imach.uran.ru, ORCID: 0000-0001-9131-8636.

Alexander V. Kozlov – Doctor of Technical Sciences, e-mail: kozlov\_av@irmatom.ru, ORCID: 0000-0003-4138-2036.

Dmitry A. Konovalev – CSc in Technical Sciences, Researcher, e-mail: satterkein@yandex.ru, ORCID: 0000-0002-5306-7765.

Alexander S. Partin – CSc in Technical Sciences, Senior Researcher, e-mail: lmd@imach.uran.ru, ORCID: 0000-0002-8359-2579.



Эта статья доступна в соответствии с условиями лицензии Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

## FEATURES OF STRESS-STRAIN STATE OF THIN-WALLED CIRCULAR SINGLE-EDGE-NOTCH SPECIMEN UNDER ECCENTRIC TENSION

A.V. Konovalov<sup>1</sup>, A.V. Kozlov<sup>2</sup>, D.A. Konovalov<sup>1</sup>, A.S. Partin<sup>1</sup>

<sup>1</sup>Institute of Engineering Science Ural Branch of Russian Academy of Sciences (IES UB RAS), Ekaterinburg, Russian Federation

<sup>2</sup>Joint stock company "Institute of Nuclear Materials" (JSC "INM"), Zarechny, Sverdlovsk region, Russian Federation

### ARTICLE INFO

Received: 08 June 2018  
Accepted: 03 September 2018  
Published: 08 October 2018

#### Keywords:

thin-walled circular single-edge-notch specimen, eccentric tension, stress-strain state, computer simulation

### ABSTRACT

Features of deformation behavior and fracture resistance of a material of fuel element claddings are used to design and ensure their safe operation. To determine these features, JSC "Institute of Nuclear Materials" applies static eccentric tension tests of thin-walled circular specimens with a stress concentrator in the form of a single-edge-notch, which are cut from shell pipes. The tests were made in certain time intervals of fuel element cladding operation. The experiments show various dependences of the specimen loading force on the value of the test machine grip displacement. These dependences are influenced by the accumulated damage of a fuel element cladding. Loading curve behavior is explained by the test simulation. The paper presents the test scheme. We formulated the elastoplastic problem of stress-strain state simulation of a single-edge-notch circular specimen under eccentric tension. The plane strain state is considered. The finite element simulation is made using the specialized computer program for the considered type of tests. The program is developed in the Institute of Engineering Science, Ural Branch of the Russian Academy of Sciences. The load is applied gradually in small increments of the test machine grip motion. At each load step, the simulation algorithm is based on the principle of virtual power. Constitutive equations developed by the authors for the elastoplastic medium with large plastic deformations are used. The simulation results of loading processes are shown for the specimens made from the austenitic steel ChS86hd. It appears that the curve describing the dependence of tensile force in the specimen on the test machine grip displacement consists of two straight line segments with a smooth transition. The first straight segment is notoriously more inclined to horizontal axis compared to the second one. The change of the accumulated plastic strain in the region of the specimen notch in different points of the loading curve was analyzed. The features of the specimen at different points of the loading curve were explained taking into account the formation and development of a macrocrack at the top of the specimen notch. Fields of stress state indicator distributions in the region of the specimen notch are shown.

© PNRPU

### Введение

При эксплуатации в реакторах на тепловых и быстрых нейтронах происходит распухание и охрупчивание материалов внутриреакторных конструкций, в частности аустенитных сталей [1, 2], что негативно влияет на их работоспособность [3]. Под действием реакторного облучения изменяются также трещиностойкость [4], ползучесть, усталостная прочность [5, 6] и другие механические характеристики [7]. Наиболее сильным изменениям подвергаются оболочки тепловыделяющих элементов (ТВЭлов) ядерных реакторов [8], испытывающие наибольшую дозовую нагрузку. Оболочки ТВЭлов являются тонкостенными трубами малого диаметра, которые изготавливаются из различных сплавов: алюминия, циркония, сталей [9–11], в частности из аустенитной стали ЧС86хд [12]. Для подтверждения безопасности эксплуатации ТВЭлов реакторов на быстрых нейтронах проводятся их послереакторные исследования [13], важной составной частью которых являются механические испытания изготовленных из оболочек ТВЭлов образцов различных видов [14–16]. В АО «ИРМ» разработана и используется методика испытаний трубчатых образцов внутренним давлением твердого пластичного

заполнителя [17]. В ИМАШ УрО РАН совместно с АО «ИРМ» была разработана методика определения кривой упрочнения оболочек ТВЭлов [18]. Получаемые в этих испытаниях характеристики констатируют механическое состояние оболочки, но не позволяют прогнозировать процесс деформации и разрушения полномасштабной оболочки в реальных условиях эксплуатации. Для этого надо определить характеристики сопротивления разрушению при наличии дефектов, являющихся концентраторами напряжений и деформаций.

Для определения характеристик сопротивления разрушению оболочек ТВЭлов в АО «ИРМ» разрабатывается методика испытаний на статическое внецентренное растяжение тонкостенных кольцевых образцов с концентратором напряжений в виде надреза, вырезанных из оболочечных труб. Надрез представляет собой трещину с радиусом в ее вершине. Испытания проводят через определенные промежутки времени эксплуатации ТВЭла. Получаемые в экспериментах зависимости силы нагружения  $F$  образца от величины перемещения  $U$  захвата испытательной машины имеют различный вид (рис. 1), зависящий от накопленной поврежденности оболочки ТВЭла. Кривые имеют начальный линейный участок изменения силы нагружения, после которого происходит

резкое уменьшение наклона кривой. Затем наблюдается дальнейший рост силы нагружения по закону, близкому к линейному, до некоторого максимума, после которого сила уменьшается (кривые 1 и 2). Резкое падение кривой нагружения до нулевого значения отражает окончательное разделение образца на две части. В ряде случаев резкое падение кривой имеет место на начальном линейном участке кривой нагружения (кривая 3).

Для данного вида испытания классические характеристики сопротивления разрушению, разработанные в механике распространения трещины, такие как критический коэффициент интенсивности напряжений  $K_c$ , сила сопротивления раскрытию трещины  $G_c$ ,  $J$ -интеграл, критическое раскрытие трещины  $\delta_c$  [19–21], неприемлемы [22], так как надрез отличается по форме от острой трещины, образец тонкостенный, пластическая зона у вершины надреза, как будет показано ниже, значительна, напряженно-деформированное состояние в области надреза в образце имеет сложный вид и существенно изменяется с изменением геометрии образца в процессе нагружения.

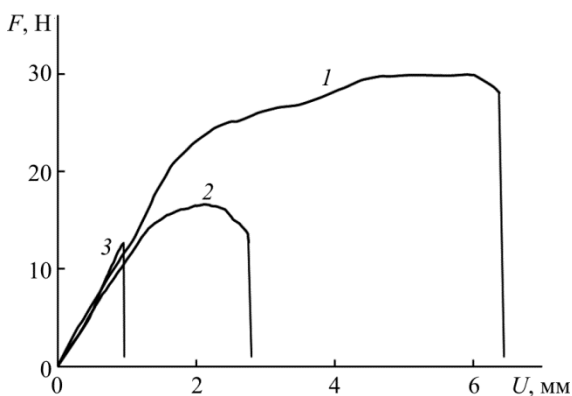


Рис. 1. Примеры экспериментальных кривых внецентренного растяжения тонкостенного кольцевого образца с надрезом из стали ЧС86хд

Fig. 1. Examples of experimental curves for eccentric tension of a thin-walled circular single-edge-notch specimen made from steel ChS86hd

Характеристики сопротивления разрушению оболочек твэлов следует разрабатывать с позиций накопления поврежденности, основываясь на аппарате механики поврежденности [23–25], согласно которому вводится мера поврежденности материала, как частный вариант скалярная величина  $\omega$ , принимающая значение от 0 до 1. При значении  $\omega$ , равном 1, в материальной точке среды образуется макротрещина. Экспериментально доказано [26–28], что пластичность металлов и сплавов зависит от безразмерных характеристик напряженного состояния, построенных на базе трех инвариантов тензора напряжений, например показателя напряженного состояния  $\sigma_0/T$  и параметра Лоде–Надаи  $\mu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1$ , где  $\sigma_0$  – среднее нормальное

напряжение;  $T$  – интенсивность касательных напряжений,  $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$  – главные напряжения.

В литературе предложено много феноменологических математических моделей накопления поврежденности [24, 29–32]. Детальный и достаточно полный обзор таких моделей сделан в работе [33]. Аргументами феноменологических моделей накопления поврежденности в материальной точке среды являются либо величина предельной пластичности как функция от показателей напряженного состояния, либо некоторая величина, зависящая от инвариантов тензора напряжений. Для получения информации о предельной пластичности проводят несколько видов испытаний, в которых варьируются значения выбранных характеристик напряженного состояния [26–28]. В работе [34] представлен обзор подходов и методов получения данной информации, а также описан разработанный комплекс испытаний, позволяющий без применения техники высоких давлений определять предельную пластичность металлов и сплавов в условиях горячей деформации в широком интервале изменений показателей напряженного состояния.

Объектом исследования данной работы являются оболочки твэлов реакторов на быстрых нейтронах из стали ЧС86хд. Целью работы является анализ изменения напряженно-деформированного состояния тонкостенного кольцевого образца с надрезом из стали ЧС86хд при его внецентренном растяжении на основе конечно-элементного моделирования. Результаты данного анализа могут служить основой для выбора схем проведения испытаний на предельную пластичность рассматриваемой стали. Проведенный информационный поиск в электронных библиотеках ScienceDirect и eLIBRARY с глубиной поиска 25 лет не выявил примеров моделирования рассматриваемого процесса.

## 1. Постановка задачи

На рис. 2 представлена расчетная схема испытания. В силу симметрии схемы нагружения рассмотрена половина тонкостенного кольцевого образца. Нагружающая сила  $F$  приложена в точке  $D$ , перемещение  $u$  данной точки равно половине суммарного перемещения  $U$  захватов испытательной машины. Здесь  $R_1$  и  $R_2$  – внешний и внутренний радиусы кольцевого образца;  $W$  – ширина стенки кольца;  $a$  – ширина стенки кольца в месте надреза;  $C_0$  – начальное (до нагружения) расстояние от оси симметрии до точки  $D$ . Образец имеет угловой надрез с радиусом в вершине надреза.

Ширина кольцевого образца в испытаниях выбирается исходя из обеспечения в образце условия плоской деформации при нагружении. Для этого ширина кольца как минимум в десять раз превосходит толщину его стенки в месте надреза. Нагружение образца задается перемещением  $u$  в точке  $D$  захвата испытательной машины в вертикальном направлении. Перемещение в вертикальном направлении на линии  $AB$  отсутствует.

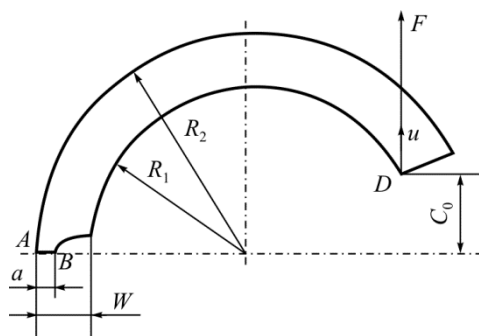


Рис. 2. Расчетная схема нагружения кольцевого образца с надрезом в испытании на внецентренное растяжение  
Fig. 2. The loading scheme of a thin-walled circular single-edge-notch specimen in the eccentric tension test

Все расчеты напряженно-деформированного состояния кольцевого образца при его внецентренном растяжении выполнены методом конечных элементов с использованием компьютерной программы, разработанной в ИМАШ УрО РАН. Рассматривалась упруго-пластическая постановка задачи для плоского деформированного состояния.

Нагрузку задавали мелкими шагами. На каждом малом шаге приращения нагрузки на интервале времени  $[t, t + \Delta t]$  алгоритм вычислений основан на принципе виртуальной мощности в приращениях, уравнение которого имеет вид

$$\int_V \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{h} dV - \int_{\Sigma} \mathbf{P} \cdot \mathbf{h} d\Sigma + \Delta t \frac{d}{dt} \left( \int_V \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{h} dV - \int_{\Sigma} \mathbf{P} \cdot \mathbf{h} d\Sigma \right) = 0. \quad (1)$$

Здесь  $\boldsymbol{\sigma}$  – тензор напряжений Коши;  $\mathbf{P}$  – плотность поверхностных сил;  $\mathbf{h}$  – вариация кинематически допустимых полей скоростей перемещений;  $\nabla$  – набла-оператор;  $V, \Sigma$  – объем и поверхность деформируемого тела в актуальной конфигурации соответственно;  $dV, d\Sigma$  – элементы объема и площади поверхности деформируемого тела в актуальной конфигурации соответственно; точкой и двумя точками обозначены соответственно скалярное и двойное скалярное произведение тензоров.

Дифференцируя по времени интегралы в уравнении (1) по подвижным объему и поверхности и разделив полученное равенство на  $\Delta t$ , имеем

$$\int_V (\dot{\boldsymbol{\sigma}} + \nabla \cdot \mathbf{v} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{v}) \cdot \nabla \mathbf{h} dV - \int_{\Sigma} [\dot{\mathbf{P}} + (\nabla \cdot \mathbf{v})\mathbf{P} - (\mathbf{n} \cdot \nabla \mathbf{v} \cdot \mathbf{n})\mathbf{P}] \cdot \mathbf{h} d\Sigma + \frac{1}{\Delta t} \frac{d}{dt} \left( \int_V \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{h} dV - \int_{\Sigma} \mathbf{P} \cdot \mathbf{h} d\Sigma \right) = 0, \quad (2)$$

где  $\mathbf{v}$  – вектор скорости перемещения материальной точки;  $\nabla \mathbf{v}$  – градиент скорости перемещений;  $\mathbf{n}$  – единичная внешняя нормаль в точках поверхности  $\Sigma$ , точкой сверху обозначена полная производная по времени.

Равенство, аналогичное равенству (2), для решения краевой задачи, названное обновляемой Лагранжевой формулировкой (updated Lagrangian formulation), получено с использованием второго тензора напряжений Пиола-Кирхгоффа в работе [35]. Для первого тензора напряжений Пиола-Кирхгоффа оно приведено в работе [36]. Формула для скоростной составляющей равенства (1) для тензора напряжений Коши выведена в работе [37].

В равенстве (2) использовали следующие определяющие соотношения, полученные в работе [38]:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \lambda \dot{\Theta} \mathbf{I} + 2(\lambda \Theta + \mu) \mathbf{D} - \nabla \mathbf{v} \cdot \boldsymbol{\sigma} - \boldsymbol{\sigma} \cdot \nabla \mathbf{v}^T - J \mu \frac{\dot{\chi}}{T} \mathbf{S}, \quad (3)$$

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} - \sigma_0 \mathbf{I}, \quad \sigma_0 = K \Theta, \quad K = \lambda + \frac{2}{3} \mu,$$

$$\mathbf{D} = 0,5(\nabla \mathbf{v} + \nabla \mathbf{v}^T);$$

условие текучести Мизеса

$$\Psi(\mathbf{S}, k) = T^2 - k^2 = 0. \quad (4)$$

Здесь  $\lambda, \mu$  – коэффициенты Ламе;  $\mathbf{I}$  – единичный тензор;  $\mathbf{D}$  – тензор скоростей деформаций;  $\mathbf{S}$  – девиатор тензора напряжений;  $\sigma_0$  – среднее нормальное напряжение,  $K$  – объемный модуль упругости;  $\Theta$  – относительное изменение индивидуального объема бесконечно малой частицы среды;  $T = \sqrt{0,5 \mathbf{S} \cdot \mathbf{S}}$  – интенсивность касательных напряжений;  $k$  – напряжение текучести при сдвиге;  $J$  – числовой коэффициент, принимающий значения  $J=0$  при  $\Psi < 0$  или  $\mathbf{S} \cdot \dot{\mathbf{S}} \leq 0$  при  $\Psi = 0$  и  $J=1$  при  $\Psi = 0, \mathbf{S} \cdot \dot{\mathbf{S}} > 0$ ;  $\chi$  – параметр упрочнения,  $\dot{\chi} = \sqrt{2 \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p}$ ,  $\dot{\epsilon}_{ij}^p$  – компоненты тензора скоростей пластических деформаций в декартовой системе координат. Равенство (3) получено с использованием коротационной производной Коттер и Ривлина к тензору напряжений Коши, применение которой обосновано в работе [38].

На каждом малом шаге нагрузки к равенству (2) с подставленными в него определяющими соотношениями (3) применяли конечно-элементную аппроксимацию [39] и решали полученную систему линейных алгебраических уравнений, в которой неизвестными являлись компоненты вектора скорости в узлах сетки конечных элементов. В расчетах использовали четырехугольные изопараметрические элементы, образующие регулярную сетку. Скорость параметра упрочнения  $\dot{\chi}$  в равенстве (3) определяли итерационно методом начальных деформаций [40, 41]. На каждой такой итерации условие текучести Мизеса (4) удовлетворяли также итерационно методом Ньютона с использованием обобщенного трапецидального правила (generalized trapezoidal rule) [42].

Шаг нагрузки в виде малого перемещения  $\Delta u$  рассчитывался в программе из условия обеспечения в начальный момент нагружения максимальной по всем конечным элементам величины интенсивности напря-

жений сдвига  $T$ , не превышающей 0,8 от величины начального предела текучести материала кольцевого образца на сдвиг, в данном случае равного  $a_0$ . Это обеспечивало устойчивость расчетов в условиях больших пластических деформаций.

## 2. Результаты компьютерного моделирования

В расчетах для материала образца из стали ЧС86хд задавали модуль Юнга и коэффициент Пуассона, равными соответственно 187 ГПа и 0,2. Напряжение текучести при нагружении вычисляли по формуле

$$k = a_0(1 + a_1\chi)^{a_2},$$

где  $a_0 = 439$  МПа;  $a_1 = 14,86$ ;  $a_2 = 0,216$ .

В расчетах задали следующие применяемые в экспериментах размеры (в мм) кольцевого образца:  $R_1 = 3,05$ ,  $R_2 = 3,45$ ,  $C_0 = 1,6$ ,  $W = 0,4$ ,  $a = 0,28$ , ширина кольца 4,15 мм, радиус в вершине надреза 0,03 мм, угол надреза  $30^\circ$ .

На рис. 3 приведена рассчитанная кривая изменения силы растяжения  $F$  кольца от перемещения захвата  $u$ . Кривая имеет два возрастающих прямолинейных участка и соединяющую их закругленную часть. Угол наклона к горизонтальной оси у первого прямолинейного участка кривой существенно больше, чем у второго. На данной кривой выделили пять точек, в которых проанализировали напряженно-деформированное состояние кольцевого образца при его внецентренном растяжении. Перемещение захвата  $u$  в этих точках равняется соответственно 0,1, 0,26, 0,51, 1,2 и 2 мм. На рис. 4 для этих точек представлены в области надреза образца распределения значений меры пластической деформации  $\chi(t) = \int_0^t \dot{\chi}(\tau) d\tau$ , которая является степенью пластической деформации сдвига. На всех этих рисунках белый цвет конечного элемента свидетельствует о том, что данный элемент деформируется только упруго.

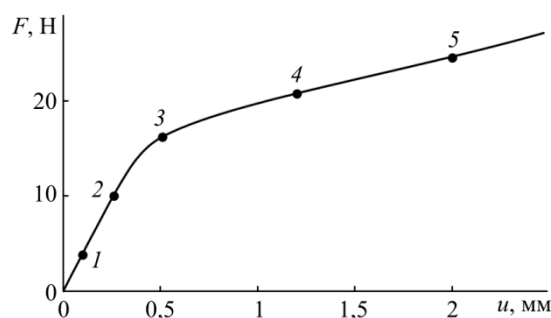


Рис. 3. Рассчитанное изменение силы растяжения  $F$  кольцевого образца от перемещения захвата  $u$   
 Fig. 3. The calculated change of the tensile force  $F$  in the circular specimen dependent on the grip displacement  $u$

В точке 1 в вершине радиуса выреза кольцевого образца начинается пластическая деформация. В точке 2 пластическая деформация появляется со стороны наружного радиуса в области выреза кольца (рис. 4, а). В точке 3 в месте перегиба кривой нижняя и верхняя зоны пластической деформации смыкаются (рис. 4, б). В точке 4 пластическая деформация распространяется на всю область выреза кольца. В точке 5 при большом перемещении захвата испытательной машины пластическая область охватывает только зону выреза кольца и небольшие слои, примыкающие к его внутреннему и наружному радиусам (рис. 5, а).

Как видно из рис. 4 и 5, деформированное и напряженное состояния в зоне надреза кольца существенно неоднородны. Самые большие значения степени пластической деформации сдвига  $\chi$  имеют место непосредственно в вершине надреза (рис. 5, а). В нижней половине по толщине стенки кольца преобладают растягивающие напряжения, в верхней – сжимающие. Перед радиусом выреза на некотором расстоянии от него выделяется область с наибольшими растягивающими напряжениями и положительными значениями показателя напряженного состояния  $\sigma_0/T$ , лежащими в пределах 2,14–2,75 при  $u = 2$  (рис. 5, б). При охвате всей зоны выреза кольца пластическими деформациями

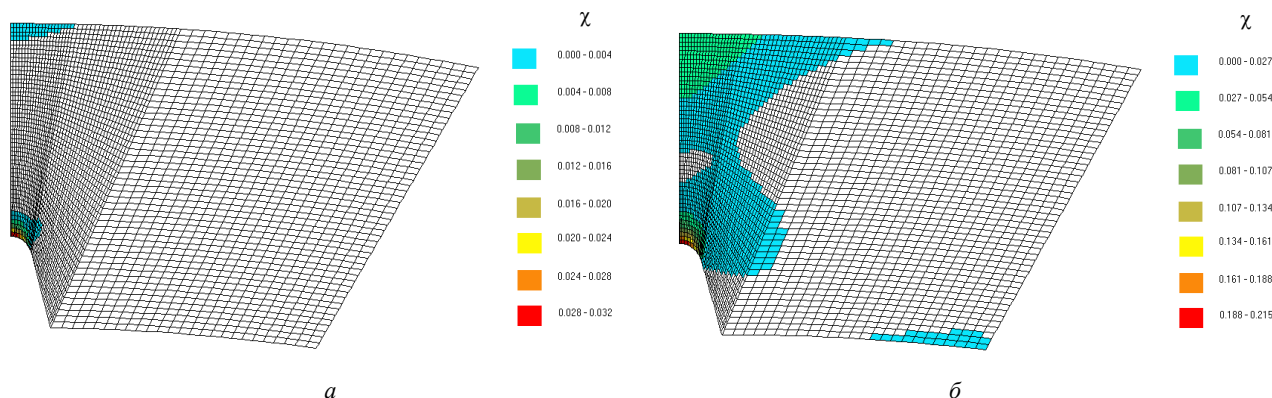


Рис. 4. Распределение степени пластической деформации сдвига  $\chi$  при перемещениях захвата  $u$ , равных 0,26 мм (а) и 0,51 мм (б) (соответствует точкам 2 и 3 на рис. 3)  
 Fig. 4. The distribution of plastic shear strain  $\chi$  at the grip displacement  $u$ , equal to 0.26 mm (а) and 0.51 mm (б). This corresponds to points 2 and 3 in Fig. 3

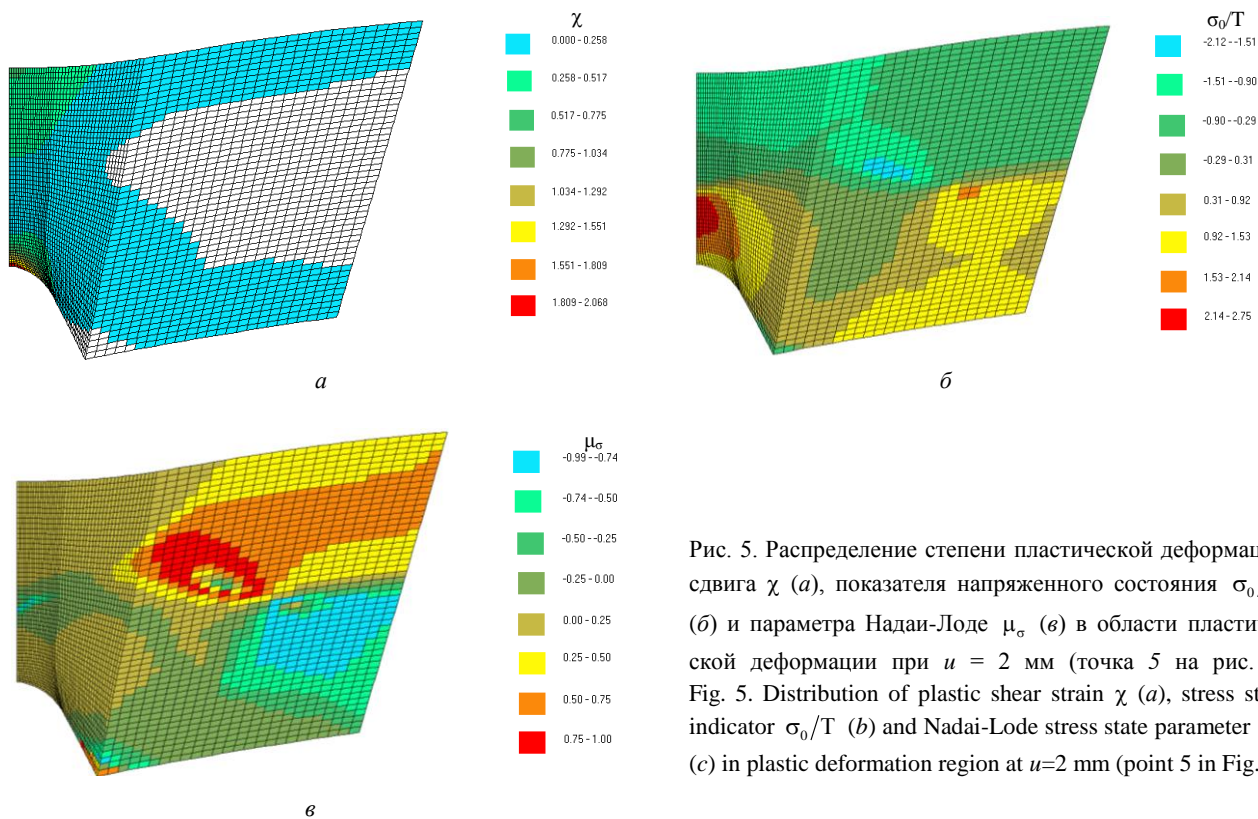


Рис. 5. Распределение степени пластической деформации сдвига  $\chi$  (а), показателя напряженного состояния  $\sigma_0/T$  (б) и параметра Надаи-Лоде  $\mu_\sigma$  (в) в области пластической деформации при  $u = 2$  мм (точка 5 на рис. 3)  
 Fig. 5. Distribution of plastic shear strain  $\chi$  (a), stress state indicator  $\sigma_0/T$  (b) and Nadai-Lode stress state parameter  $\mu_\sigma$  (c) in plastic deformation region at  $u=2$  mm (point 5 in Fig. 3)

напряженное состояние в этой зоне становится близким к состоянию при чистом сдвиге, так как значения параметра Лоде-Надаи  $\mu_\sigma$  близко к нулю (см. рис. 5, в).

Участок кривой нагружения кольцевого образца после точки перегиба, в которой происходит слияние верхней и нижней областей пластических деформаций, является монотонно возрастающим и практически прямолинейным (см. рис. 3). Отклонение на этом участке от монотонного возрастания и понижение экспериментальной кривой нагрузки (кривые 1 и 2 на рис. 1) свидетельствуют о начале образования макротрещины в вершине надреза и ее развитии вплоть до начала резкого падения нагрузки, когда образец разделяется на две части.

Поскольку пластические деформации в образце начинаются при малом значении перемещения захвата машины в начале первого прямолинейного участка кривой нагружения, разрушение образца, происходящее на этом участке кривой нагружения (кривая 3 на рис. 1), является квазихрупким, так как разрушению предшествуют небольшие пластические деформации.

## Заключение

Компьютерное моделирование процесса внецентренного растяжения кольцевого образца с надрезом следует использовать для анализа опытных данных. Компьютерная программа имитирует работу абсолютно жесткой испытательной машины. Поэтому результаты моделирования позволяют оценить жесткость испытательного оборудования, что следует учитывать при анализе экспериментальных кривых нагружения кольцевого образца.

Анализ выполненных расчетов показал следующее:

- кривая зависимости силы растяжения образца от перемещения захвата испытательной машины состоит из двух возрастающих прямолинейных участков и соединяющей их закругленной части. Угол наклона к горизонтальной оси у первого прямолинейного участка кривой существенно больше, чем у второго;

- пластические деформации начинаются в области, непосредственно прилегающей к вершине радиуса выреза кольца, при достаточно малом перемещении захвата машины;

- в конце участка перегиба кривой нагружения нижняя и верхняя зоны пластической деформации в области выреза кольца смыкаются;

- напряженно-деформированное состояние в зоне выреза кольца существенно неоднородно и изменяется в процессе нагружения. В нижней ее половине преобладают растягивающие напряжения, в верхней – сжимающие;

- перед радиусом выреза на некотором расстоянии от него выделяется область с наибольшими растягивающими напряжениями и положительными значениями показателя напряженного состояния  $\sigma_0/T$ , что определяет рост поврежденности материала образца в этой части и образование и развитие макротрещины;

- при охвате всей зоны выреза кольца пластическими деформациями напряженное состояние в этой зоне становится близким к чистому сдвигу;

– отклонение после перегиба от монотонного возрастания и понижение экспериментальной кривой нагрузки свидетельствует о начале образования макротрещины в зоне его надреза и ее развитии;

– разрушение образца на первом прямолинейном участке кривой нагружения является квазихрупким, так как разрушению предшествуют небольшие пластические деформации.

## Библиографический список

1. К вопросу о радиационном распухании и радиационном охрупчивании аустенитных сталей. Ч. I. Экспериментальные результаты / Б.З. Марголин [и др.] // Вопросы материаловедения. – 2009. – № 2 (58). – С. 89–98.
2. Neustroev V.S., Garner F.A. Very high swelling and embrittlement observed in a Fe-18Cr-10Ni-Ti hexagonal fuel wrapper irradiated in the BOR-60 fast reactor // Fusion Materials. – 2007. – Vol. 43 – P. 109–122.
3. Debusson P.H., Seran J.L., Soulat P. Irradiation embrittlement of reactor internals materials // Effect of Irradiation on Water Reactor Internals. – Paris, 1997. – ECSC-EEC-EAEC: Brussels-Luxembourg. – 1997. – Vol. 3. – P. 30–34.
4. Bates F., Gilbert E.R. Effect of stress on swelling in 316 stainless steel // J. Nucl. Mat. – 1978. – Vol. 71 – P. 286–292.
5. Creep-fatigue evolution of normalized and tempered modified 9Cr-1Mo / K. Aoto, R. Komine, F. Ueno, H. Kawasaki, Y. Wada // Nuclear Engineering and Design. – 1994. – Vol. 153. – No. 1. – P. 97–110.
6. Creep-fatigue evolution method for Mod.9Cr-1Mo weldment / T. Asayana, S. Hasebe, Y. Heakawa, Y. Wada // Proceeding of 12thSMiRT. – 1993. – Vol. 1. – P. 123.
7. Evaluation procedures for irradiation effects and sodium environmental effects for the structural design of Japanese fast breeder reactors / T. Asayana, Y. Abe, N. Miyaji, M. Koi, E. Yoshida // ASME J. Pressure Vessel Technol. – 2001. – Vol. 123. – P. 49.
8. Garner F.A. Irradiation Performance of Cladding and Structural Steels in Liquid Metal Reactors // Material Science and Technology: A Comprehensive Treatment. – 1994. – Vol. 10. – P. 419–543.
9. Герасимов В.В., Монахов А.С. Материалы ядерной техники: учебник для вузов – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Энергоатомиздат, 1982. – 288 с.
10. Бойко В.И., Кошелев Ф.П. Ядерные технологии в различных сферах человеческой деятельности: учеб. пособие. – Томск: Изд-во ТПУ, 2006. – 342 с.
11. Требования к конструкционным материалам. Теплоделяющие элементы ядерных реакторов [Электронный ресурс]. – URL: <http://leg.co.ua/arhiv/generaciya/teplovodyelayuschie-elementy-yadernyh-reaktorov-26.html> (дата обращения: 07.06.2018).
12. Разработка конструкционной стали для твэлов и ТВС быстрых натриевых реакторов / А.В. Целищев, В.С. Агеев, Ю.П. Буданов [и др.] // Атомная энергия. – 2010. – Т. 108, № 4. – С. 217–221.
13. Оборудование и методики послереакторных исследований в комплексе защитных камер АО «ИРМ» / Л.П. Синельников [и др.] // Атомная энергия. – 2016. – Т. 121, № 4. – С. 187–194.
14. СТП 086-288-99. Оболочки облученных и необлученных твэлов. Методика выполнения измерений характеристик механических свойств при растяжении кольцевых образцов из

## Благодарности

Работа выполнена по бюджетной теме № 0391-2016-0001 (г/р АААА-А18-118020790140-5).

## Acknowledgments

The work was performed according to the state assignment No. 0391-2016-0001 (s/r АААА-А18-118020790140-5)

тонкостенных труб из стали и сплавов / ГНЦ РФ «НИИАР». – М., 1999. – 18 с.

15. ОИ 001.325-2006. Методика выполнения испытаний для определения характеристик механических свойств при растяжении образцов труб в поперечном направлении из сплавов циркония / АО «ВНИИИМ». – М., 2006. – 30 с.

16. Grigoriev V., Jacobsson R., Schrire D. Advanced techniques for mechanical testing of irradiated cladding materials // International Atomic Energy Agency, available at: [http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/33/018/33018365.pdf](http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/33/018/33018365.pdf) (accessed 07 Juny 2018).

17. Свидетельство на полезную модель № 26129. Устройство для испытаний трубчатых образцов / Козлов А.В., Брюшкова С.В., Ковалев И.Н., Кузнецов Ю.Г. Зарегистр. Гос. реестре полезных моделей Рос. Федерации. – М., 10 ноября 2000 г.

18. Методика определения кривой упрочнения материала оболочек твэлов / А.В. Коновалов, Д.И. Вичужанин, А.С. Партин, А.В. Козлов // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. – 2017. – Т. 83, № 7. – С. 58–61.

19. Разрушение. Т.2. Математические основы теории разрушения / под ред. Г. Либовица. – М.: Мир, 1975. – 766 с.

20. Партон В.З., Морозов Е.М. Механика упругопластического разрушения. – М.: Наука, 1985. – 504 с.

21. Херцберг Р.В. Деформация и механика разрушения конструкционных материалов. – М.: Металлургия, 1989. – 576 с.

22. Работнов Ю.Н. Механика деформируемого твердого тела. – М.: Наука, 1988. – 712 с.

23. Качанов Л.М. Основы механики разрушения. – М.: Наука, 1974. – 312 с.

24. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. – М.: Металлургия, 1970. – 229 с.

25. Sumio Murakami. Continuum Damage Mechanics – A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture. – Dordrecht, Heidelberg, London, New York: Springer, 2012. – 402 p.

26. Bridgman P.W. Studies in Large Plastic Flow and Fracture with Special Emphasis on the Effects of Hydrostatic Pressure. – New York: McGraw-Hill, 1952. – 362 p.

27. Some problems of large plastic deformation of metals at high pressure / В.И. Береснев [et al.]. – New York: Pergamon press, 1963. – 79 p.

28. Колмогоров В.Л., Шишминцев В.Ф. Зависимость пластичности стали от гидростатического давления // Физика металлов и материаловедение. – 1966. – Т. 21, № 6. – С. 910–914.

29. Смирнов-Аляев Г.А., Розенберг В.М. Теория пластических деформаций металлов: механика конечного формоизменения. – М.; Л.: Машгиз. Ленингр. отд-е, 1956. – 367 с.

30. McClintock F.A. A criterion of ductile fracture by the growth of holes // Journal of Applied Mechanics. – 1968. – Vol. 35. – P. 363–371. DOI: [org/10.1115/1.3601204](https://doi.org/10.1115/1.3601204)

31. Rice J.R., Tracey D.M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. – 1969. – Vol. 17. – P. 201–217. DOI: org/10.1016/0022-5096(69)90033-7

32. Hancock J.W., Mackenzie A.C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. – 1976. – Vol. 24. – No. 2–3. – P. 147–160. DOI: org/10.1016/0022-5096(76)90024-7

33. Trong Son Cao. Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review // *International Journal of Material Forming*. – 2017. – Vol. 10. – No. 2. – P. 139–171. DOI 10.1007/s12289-015-1262-7

34. Смирнов С.В., Вичужанин Д.И., Нестеренко А.В. Комплекс испытаний для исследования влияния напряженного состояния на предельную пластичность металла при повышенной температуре // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2015. – № 3. – С. 146–164. DOI: 10.15593/perm.mech/2015.3.11

35. Bathe K.J., Ramm E., Wilson E.L. Finite element formulations for large deformation dynamic analysis // *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. – 1975. – Vol. 9. – P. 353–386.

## References

1. Margolin B.Z., Kursevich I.P., Sorokin A.A., Lapin A.N., Kokhanov V.I., Neustroev V.S. K voprosu o radiatsionnom raspukhanii i radiatsionnom okhrupchivanii austenitnykh stali. Chast' I. Eksperimental'nye rezultaty [On the issue of radiation swelling and radiation embrittlement of austenitic steels. Part I. Experimental results]. *Voprosy materialovedeniya – Material science issues*, 2009, vol. 2, no. 58, pp.89-98.

2. Neustroev V.S., Garner F.A. Very high swelling and embrittlement observed in a Fe-18Cr-10Ni-Ti hexagonal fuel wrapper irradiated in the BOR-60 fast reactor. *Fusion Materials*, 2007, vol. 43, pp. 109-122.

3. Debussou P.H., Seran J.L., Soulat P. Irradiation embrittlement of reactor internals materials. “*Effect of irradiation on water reactor internals*”, Paris, 1997. – ECSC-EEC-EAEC: Brussels-Luxembourg, 1997, vol. 3, pp. 30-34.

4. Bates F., Gilbert E.R. Effect of stress on swelling in 316 stainless steel. *J.Nucl. Mat.*, 1978, vol. 71, pp. 286-292.

5. Aoto K., Komine R., Ueno F., Kawasaki H., Wada Y. Creep-fatigue evolution of normalized and tempered modified 9Cr-1Mo. *Nuclear Engineering and Design*, 1994, vol. 153, no. 1, pp. 97-110.

6. Asayana T., Hasebe S., Heakawa Y., Wada Y. Creep-fatigue evolution method for Mod.9Cr-1Mo weldment. *Proceeding of 12thSMiRT*, 1993, vol. 1, p. 123.

7. Asayana T., Abe Y., Miyaji N., Koi M., Yoshida E. Evaluation procedures for irradiation effects and sodium environmental effects for the structural design of Japanese fast breeder reactors. *ASME J. Pressure Vessel Technol.*, 2001, vol. 123, p. 49.

8. Garner F.A. Irradiation Performance of Cladding and Structural Steels in Liquid Metal Reactors. *Material Science and Technology: A Comprehensive Treatment*, 1994, vol. 10, pp. 419-543.

9. Gerasimov V.V., Monahov A.S. Materialy jadernoj tehniki: uchebnik dlja vuzov [Materials of nuclear technology]. Moscow, Jenergoatomizdat, 1982, 288 p.

10. Bojko V.I., Koshelev F.P. Jadernye tehnologii v razlichnykh sferah chelovecheskoj dejatel'nosti [Nuclear technologies in various spheres of human activity]. Tomsk, Izd-vo TPU, 2006, 342 p.

11. Trebovaniya k konstrukcionnym materialam – Teplovyydel'ajushhie jelementy jadernyh reaktorov [Requirements

36. Cheng J.-H., Kikuchi N. An analysis of metal forming processes using large deformation elastic-plastic formulations // *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*. – 1985. – Vol. 49. – No. 1. – P. 71 – 108.

37. Поздеев А.А., Трусов П.В., Няшин Ю.И. Большие упругопластические деформации: теория, алгоритмы, приложения. – М.: Наука, 1986. – 232 с.

38. Коновалов А. В. Определяющие соотношения для упругопластической среды при больших пластических деформациях // Изв. РАН. Механика твердого тела. – 1997. – № 5. – С. 139–147.

39. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М.: Мир, 1975. – 539 с.

40. Ильюшин А.А. Пластичность. – М.: Гостехиздат, 1948. – 376 с.

41. Биргер И.А. Некоторые общие методы решения задач теории пластичности // ПИММ. – 1951. – Т. XV. – Вып. 6. – С. 765–770.

42. Ortiz M., Popov E.P. Accuracy and stability of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations // *International Journal for Numerical Methods in Engineering*. – 1985. – Vol. 21. – P. 1561–1576.

for structural materials – Fuel element claddings of nuclear reactor], available at: <http://leg.co.ua/arhiv/generaciya/teplovydel'yayuschie-elementy-yadernyh-reaktorov-26.html>.

12. Celishhev A.V., Ageev V.S., Budanov Ju.P., et al. Razrabotka konstrukcionnoj stali dlja tvjelov i TVS bystrykh natrievyh reaktorov [Development of structural steel for fuel element claddings and fuel assemblies of fast sodium reactors]. *Atomnaja jenergija – Nuclear energy*, 2010, vol. 108, no. 4, pp. 217-221.

13. Sinelnikov L.P., Averin S.A., Kozlov A.V., Shcherbakov E.N., Kinev E.A. Oborudovanie i metodiki poslereaktornykh issledovaniy v komplekse zashchitnykh kamer AO «IRM» [Equipment and methods of post-reactor research in the complex of protective chambers of JSC «IRM»]. *Atomnaya energiya – Nuclear energy*, 2016, vol. 121, no. 4, pp. 187-194.

14. STP 086-288-99. Obolochki obluchennykh i neobluchennykh tvjelov. Metodika vypolneniya izmereniy kharakteristik mekhanicheskikh svoystv pri rastyazhenii kol'tsevykh obraztsov iz tonkostennykh trub iz stali i splavov [Shells of irradiated and unirradiated fuel rods. Methodology of measurement characteristics of mechanical tensile properties of ring specimens made of thin-walled tubes and pipes of steel and alloys]. GNTs RF «NIAR», 1999, 18 p.

15. OI 001.325-2006. Metodika vypolneniya ispytaniy dlya opredeleniya kharakteristik mekhanicheskikh svoystv pri rastyazhenii obraztsov trub v poperechnom napravlenii iz splavov tsirkoniya [Test procedure for determining the characteristics of mechanical properties of tensile pipe samples in the transverse direction of zirconium alloys]. AO «VNIINM», 2006, 30 p.

16. Grigoriev V., Jacobsson R., Schrire D. Advanced techniques for mechanical testing of irradiated cladding materials, *International Atomic Energy Agency*. available at [http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/\\_Public/33/018/33018365.pdf](http://www.iaea.org/inis/collection/NCLCollectionStore/_Public/33/018/33018365.pdf)

17. Kozlov A.V., Bryushkova S.V., Kovalev I.N., Kuznetsov Yu.G. Ustroistvo dlya ispytaniy trubchatykh obraztsov. Svidetel'stvo na poleznuyu model' №26129, Zaregistrovan v Gosudarstvennom reestre polznykh modelei Rossijskoi federatsii [Device for testing tubular samples. Certificate for utility model



No. 26129, Registered in The state register of utility models of the Russian Federation]. Moscow, 10 November, 2000.

18. Kononov A.V., Vichuzhanin D.I., Partin A.S., Kozlov A.V. Metodika opredeleniya krivoi uprochneniya materiala obolochek tvelov [Determination of True Stress-Strain (Hardening) Curve for the Fuel Rod Material]. *Zavodskaya laboratoriya. Diagnostika materialov – Industrial laboratory. Diagnostics of materials*, 2017, vol. 83, no. 7, pp. 58-61.

19. Fracture. Volume 2. Mathematical fundamentals. Edited by H. Liebowitz. Moscow, Mir, 1975, 766 p.

20. Parton V.Z., Morozov E.M. Mekhanika uprugoplasticheskogo razrusheniya [Mechanics of elastic-plastic fracture]. Moscow, Nauka, 1985, 504 p.

21. Hertzberg R.V. Deformatsiya i mekhanika razrusheniya konstruksionnykh materialov [Deformation and fracture mechanics of engineering materials]. Moscow, Metallurgiya, 1989, 576 p.

22. Rabotnov Yu. N. Mekhanika deformiruемого tverdogo tela [Mechanics of a deformable solid]. Moscow, Nauka, 1988, 712 p.

23. Kachanov L.M. Osnovi mekhaniki razrusheniya [Foundations of fracture mechanics]. Moscow, Nauka, 1974, 312 p.

24. Kolmogorov V.L. Napriazheniia, deformatsii, razrushenie [Stresses, strains, destruction]. Moscow, Metallurgiya, 1970, 229 p.

25. Sumio Murakami. Continuum Damage Mechanics – A Continuum Mechanics Approach to the Analysis of Damage and Fracture. – Dordrecht, Heidelberg, London, New York, Springer, 2012, 402 p.

26. Bridgman P.W. Studies in Large Plastic Flow and Fracture with Special Emphasis on the Effects of Hydrostatic Pressure. New York, McGraw-Hill, 1952, 362 p.

27. Some problems of large plastic deformation of metals at high pressure / B.I. Beresnev [et al.]. – New York: Pergamon press, 1963. – 79 p.

28. Kolmogorov V.L., Shishmintsev V.F. Ductility of steel as a function of hydrostatic pressure. *Physics of Metals and Metallography*, 1966, vol. 21, no. 6, pp. 97-101.

29. Smirnov-Altiaev G.A., Rozenberg V.M. Teoriia plasticheskikh deformatsii metallov: mekhanika konechnogo formoizmeneniia [The theory of metal deformation: the final forming mechanics]. Moscow; Leningrad, Mashgiz, 1956, 367 p.

30. McClintock F.A. A criterion of ductile fracture by the growth of holes, *Journal of Applied Mechanics*, 1968, vol. 35, pp. 363-371. doi: org/10.1115/1.3601204

31. Rice J.R., Tracey D.M. On the ductile enlargement of voids in triaxial stress fields. *Journal of the Mechanics and Phys-*

*ics of Solids*, 1969, vol. 17, pp. 201-217. doi: org/10.1016/0022-5096(69)90033-7

32. Hancock J.W., Mackenzie A.C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1976, vol. 24 (2-3), pp. 147-160. doi: org/10.1016/0022-5096(76)90024-7

33. Trong Son Cao. Models for ductile damage and fracture prediction in cold bulk metal forming processes: a review, *International Journal of Material Forming*, 2017, vol. 10, no. 2, pp. 139-171. DOI 10.1007/s12289-015-1262-7

34. Smirnov S.V., Vichuzhanin D.I., Nesterenko A.V. A set of tests for studying the effect of the stress state on ultimate metal plasticity at high temperature, *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2015, no. 3. pp. 146-164. doi: 10.15593/perm.mech/2015.3.11

35. Bathe K.J., Ramm E., Wilson E.L. Finite element formulations for large deformation dynamic analysis, *International journal for numerical methods in engineering*, 1975, vol. 9, pp. 353-386.

36. Cheng J.H., Kikuchi N. An analysis of metal forming processes using large deformation elastic-plastic formulations, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 1985, vol. 49, no. 1, pp. 71-108.

37. Pozdeev A.A., Trusov P.V., Njashin Ju.I. Bol'shie uprugoplasticheskie deformatsii: teoriya, algoritmy, prilozheniya [Large elastic-plastic deformations: theory, algorithms, applications]. Moscow, Nauka, 1986, 232 p.

38. Kononov A.V. Opredel'ajushhie sootnosheniya dlja uprugoplasticheskoy sredy pri bol'shih plasticheskikh deformatsijah [Constitutive equations for elastic-plastic medium under large plastic deformations]. *Izvestija RAN. Mehanika tverdogo tela – News of RAS. Solid mechanics*, 1997, no. 5, pp. 139-147.

39. Zenkevich O. Metod konechnyh jelementov v tehnikе [Finite element method in engineering]. *Moscow, Mir*, 1975, 539 p.

40. Il'jushin A.A. Plastichnost' [Plasticity]. *Moscow, Gostehizdat*, 1948, 376 p.

41. Birger I.A. Nekotorye obshhie metody resheniya zadach teorii plastichnosti [Some general methods for solving problems of plasticity theory]. *PMM*, 1951, vol. XV, no. 6, pp. 765-770.

42. Ortiz M., Popov E.P. Accuracy and stability of integration algorithms for elastoplastic constitutive relations, *International journal for numerical methods in engineering*, 1985, vol. 21, pp. 1561-1576.