

УДК 539.3

**ВЕРИФИКАЦИЯ МЕТОДИЧЕСКИХ И ПРОГРАММНЫХ
СРЕДСТВ ЧИСЛЕННОГО ИССЛЕДОВАНИЯ
НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ
КОНСТРУКЦИЙ ИЗ СТАЛИ ТИПА Х16Н11М3
ПРИ КВАЗИСТАТИЧЕСКИХ ТЕРМОРАДИАЦИОННЫХ
НАГРУЖЕНИЯХ^{*)}**

**С.А. Капустин¹, В.А. Горохов¹, Ю.А. Чурилов¹, О.Ю. Виленский²,
В.Б. Кайдалов², Д.Л. Зверев², А.Г. Гуленко³, А.А. Сорокин³**

¹ НИИ механики Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского

² ОАО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород

³ ЦНИИ КМ «Прометей», Санкт-Петербург

Представлено краткое описание методических и программных средств исследования процессов упруговязкопластического деформирования конструкций ЯЭУ, изготовленных из стали типа Х16Н11М3, в условиях терморadiационных воздействий и результатов их верификации на основе зависимостей деформирования этого материала, полученных в ЦНИИ КМ «Прометей».

Ключевые слова: напряжение, деформация, терморadiационное нагружение, численное моделирование.

Математическое моделирование процессов деформирования конструкций в условиях интенсивных воздействий силовых, тепловых и радиационных полей представляет собой сложную комплексную проблему, требующую для своего решения привлечения современных методов механики деформирования материалов, экспериментальных методов исследования свойств материалов, численных методов и современных методов создания программных средств. Сложность и специфика решения данной проблемы связана с существенной нелинейностью соотношений, устанавливающих связь между напряжениями и деформациями в материалах конструкций при воздействии термических и радиационных полей высоких параметров, необходимостью учета эффектов радиационного распухания, радиационно-термической ползучести и пластического деформирования материала в зависимости от температуры и нейтронного облучения.

Для решения данной задачи НИИ механики ННГУ им. Н.И. Лобачевского совместно с ОАО «ОКБМ Африкантов» разработана численная методика исследования

^{*)} Выполнено в рамках реализации ФЦП «Научные и научно-педагогические кадры инновационной России» на 2009–2013 годы, Программы государственной поддержки ведущих научных школ России (проект НШ-4807.2010.8).

процессов деформирования конструкций из изотропных сталей и сплавов при квазистатических термосиловых и терморadiационных воздействиях, реализованная в рамках программы УМВ вычислительного комплекса УПАКС [1]. Основные положения этой методики и некоторые результаты ее применения для анализа конструкций, выполненных из аустенитной стали типа X18H9, рассмотрены в работах [1–3].

Далее приведено краткое описание методических основ программы УМВ, особенностей получения материальных функций моделей, используемых в программе для описания процессов деформирования стали типа X16H11M3 в условиях терморadiационных воздействий, и результатов их верификации на основе экспериментальных зависимостей деформирования этого материала, полученных в ЦНИИ КМ «Прометей».

На основе построенных материальных функций с помощью программы УМВ проведено численное исследование процесса деформирования модели обечайки, выполненной из стали X16H11M3, в условиях пространственных терморadiационных воздействий.

Имеющиеся результаты экспериментальных исследований поведения нержавеющей сталей, подверженных терморadiационному воздействию, свидетельствуют о значительной зависимости деформационных и прочностных характеристик этих сталей от уровня нейтронного облучения. Наиболее сильно влияние облучения сказывается на изменении пределов текучести и прочности материала, снижении характеристик пластичности, изменении размеров элементов конструкций, обусловленном радиационным распуханием и терморadiационной ползучестью. Поэтому перечисленные факторы терморadiационных воздействий, влияющие на поведение материала конструкций, должны учитываться при разработке математических моделей и программных средств расчета кинетики напряженно-деформированного состояния.

Один из возможных вариантов такой методики предложен в работах [2, 3]. В ее основу положена модель, описывающая поведение нержавеющей сталей при квазистатических терморadiационных воздействиях. Конкретная структура соотношений этой модели построена на основе зависимостей, полученных ЦНИИ КМ «Прометей» для сталей типа X18H9 и X16H11M3.

В данной модели предполагается, что упругие характеристики материала G (модуль сдвиговой деформации) и K (модуль объемной деформации) являются функциями действующей температуры T и мало зависят от накопленного флюенса нейтронов F :

$$G = G(T), \quad K = K(T). \quad (1)$$

При воздействии температуры и облучения потоком нейтронов в материале конструкций происходит относительное изменение объема

$$\frac{\Delta V}{V} = 3e = 3(e_T + \beta), \quad e_T = \alpha(T - T_0), \quad (2)$$

где $\alpha = \alpha(T, F)$ – коэффициент теплового расширения, полагаемый известной функцией температуры T и флюенса нейтронов F ; $T_0 = 20^\circ\text{C}$ – температура начального состояния, $\beta(T, F, \Phi, k_p)$ – деформация радиационного формоизменения (распухания), $\Phi = dF/dt$ – плотность потока (флаксы) нейтронов, k_p – параметр Одквиста.

Скорость изменения величины деформации радиационного распухания в соот-

ветствии с [3, 4] представляется в виде:

$$\dot{\beta} = A_1(T)F^{n-1}\Phi(1 + P\sigma_m) \exp(-\eta k_p), \quad (3)$$

где $\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3$ – шаровая составляющая тензора напряжений; P, n, η – константы материала.

Так как $\dot{\beta} \geq 0$, то при $(1 + P\sigma_m) < 0$ принимается $(1 + P\sigma_m) = 0$. Наряду с изменением объема в процессе терморadiационного нагружения в материале конструкций могут возникать деформации ползучести e_{ij}^r , изменение которых de_{ij}^r представляется в виде двух составляющих, имеющих различную физическую природу:

$$de_{ij}^r = dc_{ij}^T + dc_{ij}^F, \quad (4)$$

где $dc_{ij}^T = \dot{c}_{ij}^T dt$ – изменение деформаций термической ползучести, $dc_{ij}^F = \dot{c}_{ij}^F dF$ – изменение деформаций радиационной ползучести.

В соответствии с данными [3, 4] скорость деформации радиационной ползучести принята в виде:

$$\dot{c}_{ij}^F = \sigma_{ij} B_1(T, F) \cdot \Phi, \quad (5)$$

$$B_1(T, F) = C_1 + K_1(T)F^{n-1}, \quad (6)$$

где C_1 – константа материала, $K_1(T)$ – функция материала, значения которой получены на основе уравнения для скорости радиационной ползучести стали X16H11M3.

Для описания скорости деформации термической ползучести \dot{c}_{ij}^T используется модель упрочнения, применяемая для описания ползучести материалов при термодинамических нагружениях [5], дополненная учетом влияния на процесс ползучести флакса нейтронов [3]:

$$\dot{c}_{ij}^T = \sigma_{ij} B_0(T, k_c, \Psi, \Phi), \quad (7)$$

$$B_0(T, k_c, \Psi, \Phi) = L_0(T, \Psi)H(T, k_c)F_c(T, \Phi),$$

где $L_0(T, \Psi)$ – функция, характеризующая начальную скорость деформации термической ползучести материала, отнесенную к единичному напряжению, при уровне напряжений, определяемых параметром Ψ :

$$\Psi = \frac{\sigma_{ij}\sigma_{ij} - (C_0(T))^2}{(C_0(T))^2}, \quad (8)$$

где $C_0(T)$ – радиус начальной поверхности ползучести; $H(T, k_c)$ – функция упрочнения, характеризующая изменение начальной скорости деформации ползучести от параметра упрочнения k_c ; $F_c(T, \Phi)$ – функция, учитывающая влияние флакса Φ на скорость деформации термической ползучести \dot{c}_{ij}^T при заданном уровне температуры T .

При определении начального радиуса поверхности термической ползучести C_0 , которая, вообще говоря, должна зависеть от температуры T и флакса нейтронов Φ , для упрощения расчетов эта функция была принята одномерной и строилась для значения флакса Φ , соответствующего его максимальному значению в зоне с температурой $T > 450^\circ\text{C}$ рассчитываемой конструкции.

Функции k_c и F_c в уравнении (7) принимались в виде:

$$k_c = \int \left(\frac{2}{3} \dot{c}_{ij}^T \dot{c}_{ij}^T dt \right)^{1/2}, \quad F_c(T, \Phi) = 1 + F_c^0(T)\Phi. \quad (9)$$

Функции $L_0(T, \psi)$, $H(T, k_c)$ и $F_c^0(T)$ вычислялись на основе одномерных уравнений для скорости термической ползучести стали X16H11M3.

Упругопластическое поведение облученного материала строится на основе варианта модели термопластичности с комбинированным упрочнением [5] и с учетом влияния накопленного флюенса на функции, определяющие пластическое поведение материала [3]. В модели предполагается, что в процессе развития пластических деформаций поверхность текучести меняет свои размеры (вследствие изотропного упрочнения, описываемого изменениями радиуса поверхности текучести C_p) и смещается в пространстве девиаторов напряжений (вследствие кинематического упрочнения, характеризуемого изменением тензора остаточных микронапряжений ρ_{ij}).

В рассматриваемом варианте модели радиус поверхности текучести C_p представляется в виде функции, зависящей от температуры T , уровня облучения F и накопленной пластической деформации, характеризуемой параметром Одкависта k_p :

$$C_p = C_p(T, F, k_p); \quad k_p = \left[\int \left(\frac{2}{3} de_{ij}^p de_{ij}^p \right)^{1/2} \right]. \quad (12)$$

По аналогии с [3] функция $C_p(T, F, k_p)$ представляется в виде

$$C_p(T, F, k_p) = C_p^0(T, F) + \Delta C_p(T, k_p), \quad (13)$$

где $C_p^0(T, F)$ – радиус начальной поверхности текучести, $\Delta C_p(T, k_p)$ – изменение радиуса за счет изменения температуры T и параметра пластической деформации k_p .

Компоненты тензора ρ_{ij} являются функционалами процесса пластического деформирования, изменения которых связаны с изменениями температуры ΔT и пластических деформаций Δe_{ij}^p следующим образом:

$$\Delta \rho_{ij} = g_1 \Delta e_{ij}^p + g_2 \rho_{ij} \Delta k_p, \quad (14)$$

где $g_1(T, F)$, $g_2(T, F)$ – материальные функции, определяемые по диаграммам пластического деформирования.

Конкретные значения функций C_p^0 , ΔC_p , g_1 и g_2 для стали X16H11M3 получаются на основе диаграмм одноосного деформирования $\sigma_{11} \sim k_p$, построенных с использованием экспериментальных данных в рабочем диапазоне изменения T и F . Из таких диаграмм определяются функции $C_p^0(T, F) = \sqrt{2/3} \sigma_{11}$ при $k_p = 0$ и модуль анизотропного упрочнения g_1 (в предположении равенства начальному модулю упрочнения материала). Далее определяются значения g_2 и строятся зависимости $\rho_{11} \sim k_p$, на основе которых вычисляются значения функции $\Delta C_p(T, k_p)$.

Полный перечень материальных функций модели, описывающих процесс упруговязкопластического деформирования стали X16H11M3, как и для рассмотренной в [4] стали X18H9, включает 13 функций: $G(T)$, $K(T)$, $\alpha(T)$, $A_1(T)$, $K_1(T)$, $C_p^0(T, F)$, $\Delta C_p(T, k_p)$, $g_1(T, F)$, $g_2(T, F)$, $C_0(T)$, $L_0(T, \psi)$, $H(T, k_c)$, $F_c^0(T)$. Конкретные значения этих функций определялись на основе зависимостей деформирования указанного материала, полученных в ЦНИИ КМ «Прометей».

Численный анализ процессов деформирования конструкций при терморadiaционном нагружении на основе представленных выше физических соотношений приводит к сложным нелинейным системам разрешающих уравнений. Значительная часть величин, входящих в эти уравнения, являются функционалами, зависящими

от предшествующей истории процесса деформирования, и могут быть определены путем численного интегрирования для конкретных траекторий нагружения. Поэтому исследование поведения конструкций с использованием предложенной модели строится на основе инкрементальной формулировки исходных уравнений и пошаговым интегрированием определяющих эволюционных уравнений для заданной истории термосилового нагружения и нейтронного облучения. Численное решение линеаризованных задач осуществляется на основе метода конечных элементов (МКЭ) с использованием изопараметрических КЭ с квадратичной аппроксимацией функций перемещений [5]. Более подробное описание рассматриваемой методики и программы УМВ, реализующей эту методику в составе программных средств вычислительного комплекса УПАКС, представлено в [1–3].

Для верификации разработанных программных средств и полученных материальных функций стали X16H1M3 решен ряд тестовых задач расчета НДС на простейших моделях с учетом различных радиационно-термических эффектов, для которых можно получить аналитическое решение на основе имеющихся экспериментальных данных.

В частности, проведено исследование кинетики напряженно-деформированного состояния (НДС) призматического стержня, находящегося под действием равномерно распределенных по объему и меняющихся во времени температурных и нейтронных полей. На одном из торцов стержня заданы кинематические граничные условия, исключающие перемещения стержня в осевом направлении, а на другом приложены равномерно распределенные по торцу растягивающие нагрузки интенсивностью q (МПа).

Верификация модели пластичности осуществлялась в этой задаче путем сравнения диаграммы деформирования стали типа X16H1M3, построенной по экспериментальным данным, с диаграммой деформирования, полученной расчетным путем по разработанной модели. Процесс нагружения моделировался двумя этапами. На первом этапе осуществлялся одновременный нагрев стержня до температуры T , облучение потоком нейтронов до значения флюенса F и растяжение поверхностной нагрузкой интенсивностью q_1 . На втором этапе интенсивность поверхностной нагрузки увеличивалась до значения q_2 . Рассмотрено четыре варианта данной задачи:

- 1) $T = 400$ °C, $F = 10^{22}$ н/см², $q_1 = 450$ МПа, $q_2 = 600$ МПа;
- 2) $T = 400$ °C, $F = 8 \cdot 10^{22}$ н/см², $q_1 = 620$ МПа, $q_2 = 720$ МПа;
- 3) $T = 500$ °C, $F = 10^{22}$ н/см², $q_1 = 320$ МПа, $q_2 = 460$ МПа;
- 4) $T = 500$ °C, $F = 8 \cdot 10^{22}$ н/см², $q_1 = 440$ МПа, $q_2 = 550$ МПа.

Результаты решения третьего варианта задачи представлены на рис. 1 (сплошная линия – аналитическое решение; точки – численное решение).

Относительная погрешность результатов вычисления напряжений в данной задаче не превысила 1,6%.

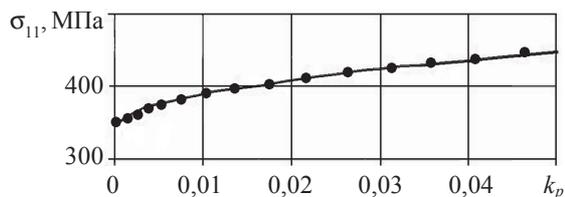


Рис. 1

Во второй тестовой задаче осуществлялась верификация модели термической ползучести с учетом влияния облучения. Процесс нагружения, как и в предыдущей задаче, моделировался двумя этапами. На первом этапе осуществлялся мгновенный нагрев стержня до температуры $T=500\text{ }^{\circ}\text{C}$ и растяжение поверхностной нагрузкой интенсивностью $q=160\text{ МПа}$. На втором этапе происходило облучение стержня потоками нейтронов до значения флюенса $F=1,94\cdot 10^{22}\text{ н/см}^2$ за время $t=80000\text{ час}$ (вид нагружения был выбран из условия окончания к концу второго этапа нагружения первой, неустановившейся, стадии термической ползучести). На рис. 2 приведены графики деформаций термической ползучести в осевом направлении стержня в зависимости от времени. Аналитическое решение задачи показано сплошной линией, численное изображено точками. Относительная погрешность результатов вычисления деформаций ползучести в данной задаче не превысила 3,6%.

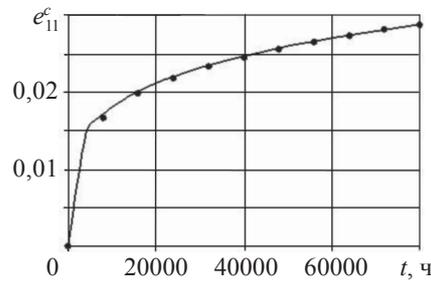


Рис. 2

В третьей задаче проверялась адекватность разработанной методики для описания совместных процессов пластического деформирования и термической ползучести. На первом этапе нагружения стержень мгновенно нагревался до температуры $T=500\text{ }^{\circ}\text{C}$ и растягивался поверхностной нагрузкой интенсивностью $q=166\text{ МПа}$. На втором этапе растягивающая нагрузка монотонно увеличивалась до величины $q=266\text{ МПа}$ за время $t=120000\text{ часов}$. Второй этап нагружения разбивался на 50 шагов, что соответствовало приращению нагрузки $\Delta q=2\text{ МПа}$ и длительности шага $\Delta t=2400\text{ часов}$.

Диаграмма пластического деформирования при заданных условиях нагружения описывалась уравнением $\sigma_{11}=168+782(e_{11}^p)^{0,63443}$. При этом в координатах «деформации – напряжения» нелинейный участок описывался зависимостью

$$\sigma_{11} = \sigma_{0,2} + 782 \left(e_{11}^p + \frac{782(e_{11}^p)^{0,63443}}{165000} \right)^{0,63443}.$$

На каждом шаге стадии неустановившейся ползучести деформация термической ползучести вычислялась на основе соотношения

$$(e_{11}^c)_i = \left[((e_{11}^c)_{i-1})^{1-m_c} + a_c(1-m_c) \left(\frac{(\sigma_{11})_{i-0,5}}{\sigma_0} \right)^{n_c} \left(1 + \frac{\Phi}{\Phi_\xi} e^{Q/(RT)} \right) \Delta t_i \right]^{1/(1-m_c)}, \quad (15)$$

где $(e_{11}^c)_i$ – деформация ползучести на i -м шаге; $(\sigma_{11})_{i-0,5} = [(\sigma_{11})_{i-1} + (\sigma_{11})_i]/2$ – среднее на шаге значение напряжения; Δt_i – приращение времени на i -м шаге; остальные параметры, входящие в уравнение, описаны в первом разделе данной статьи. На стадии установившейся ползучести вычисления производились по формуле

$$(e_{11}^c)_i = (e_{11}^c)_{i-1} + a_c \left(\frac{(\sigma_{11})_{i-0,5}}{\sigma_0} \right)^{n_c} (0,029)^{m_c} \left(1 + \frac{\Phi}{\Phi_\xi} e^{Q/(RT)} \right) \Delta t_i. \quad (16)$$

Пластическая деформация $(e_{11}^p)_i$ находилась из решения уравнения

$$(\Delta\sigma_{11})_i = 782 \left(e_{11}^p + \frac{782(e_{11}^p)^{0,63443}}{165000} \right)^{0,63443}, \quad (17)$$

где $(\Delta\sigma_{11})_i$ – эквивалентные напряжения за вычетом величины предела текучести на i -м шаге.

Значения констант в уравнениях (15)–(17) определялись на основе зависимостей для стали типа X16H11M3, полученных в ЦНИИ КМ «Прометей».

Результаты решения задачи представлены на рис. 3 (аналитическое решение по соотношениям (15)–(17) – сплошные линии, численное решение – точки). Относительная погрешность результатов вычисления суммарных деформаций в данной задаче не превысила 2,4%.

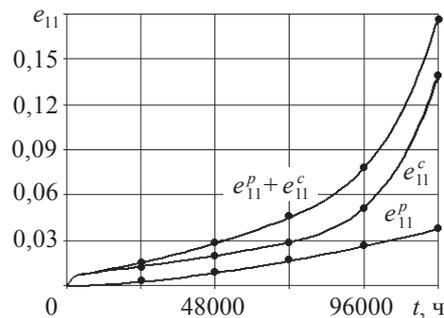


Рис. 3

В четвертой тестовой задаче верифицировались возможности разработанных средств в отношении описания радиационного распухания и радиационной ползучести. Процесс нагружения стержня моделировался двумя этапами. На первом этапе осуществлялся мгновенный нагрев стержня до температуры T и растяжение поверхностной нагрузкой интенсивностью q . На втором этапе осуществлялось облучение стержня потоками нейтронов до значения флюенса F . Принималось $F = 8,0 \cdot 10^{22}$ н/см², $q = 275$ МПа, $T = 500$ °С.

На первом этапе нагружения за счет приложения растягивающей нагрузки в материале появляются пластические деформации. При численном моделировании получено значение параметра пластичности $k_p = 0,0437$. На рис. 4 приведен график продольных деформаций (деформация с первого этапа + радиационное формоизменение стержня в зависимости от уровня облучения). Значению $F = 0$ соответствует деформация, полученная в конце первого этапа нагружения. Аналитическое решение с учетом полученных после первого этапа упругой и пластической деформаций показано сплошной линией, численное решение отмечено точками. Относительная погрешность результатов расчетов деформаций в данной задаче не превысила 1,2%.

С целью иллюстрации возможностей практического применения разработанных программных средств ниже рассмотрен пример численного исследования процесса деформирования упрощенной модели несущей обечайки отражателя реактора БН,

выполненной из стали X16H11M3, в условиях пространственных терморadiационных воздействий. Нижний контур обечайки закреплен от вертикальных перемещений, верхний – свободен. Температурное поле в обечайке распределено равномерно в окружном направлении, нелинейно меняется по ее высоте от $T = 355 \text{ }^\circ\text{C}$ до $T = 495 \text{ }^\circ\text{C}$ и неизменно во времени. Поле облучения переменное как по времени, так и по пространству, монотонно увеличиваясь в течение 45 лет от нуля до максимальных значений. Схема конечно-элементной дискретизации обечайки и картина распределения дозы облучения через 45 лет изображены на рис. 5.

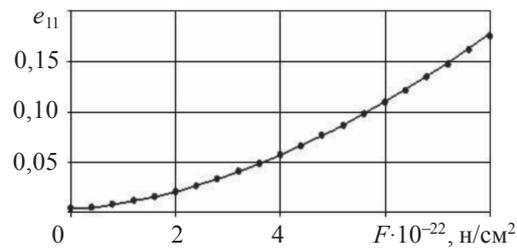


Рис. 4

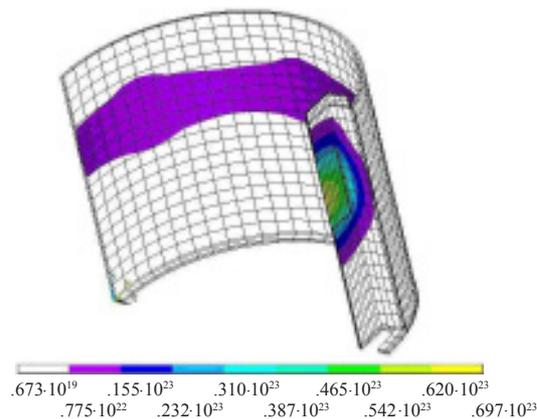


Рис. 5

Дискретизация процесса нагружения обечайки осуществлялась в виде последовательности двух этапов нагружения: температурного этапа (1 подэтап нагружения), в пределах которого обечайка мгновенно нагревалась до максимальной температуры, и этапа, соответствующего последующему облучению потоком нейтронов (90 подэтапов нагружения).

Численное моделирование процесса деформирования обечайки производилось для нескольких различных вариантов постановки задачи, отличающихся учетом отдельных эффектов поведения материала и различием исходных зависимостей, определяющих радиационное формоизменение материала.

Ниже представлены некоторые результаты, полученные в предположении отсутствия деформаций термической ползучести и максимальной скорости радиационного набухания (увеличенной в 2,5 раза по сравнению с усредненными экспериментальными данными).

В результате численного моделирования было установлено, что в процессе тем-

пературного этапа нагружения в обечайке не возникает значительных напряжений, причем зона их максимальных значений располагается в районе нижнего фланца. При последующем нейтронном облучении наиболее интенсивное развитие процессов деформирования и формоизменения наблюдается в районе максимального уровня облучения, однако за счет радиационной ползучести напряжения в этой зоне также интенсивно релаксируют. В итоге наиболее напряженная зона обечайки перемещается к верхней кромке в район соединения ее с трапецевидной стенкой, причем максимальных значений напряжения в этой области достигают к моменту времени $t = 45$ лет.

На рис. 6 показана картина распределения интенсивности напряжений (в МПа) по объему обечайки для момента времени, соответствующего концу процесса нагружения ($t = 45$ лет).

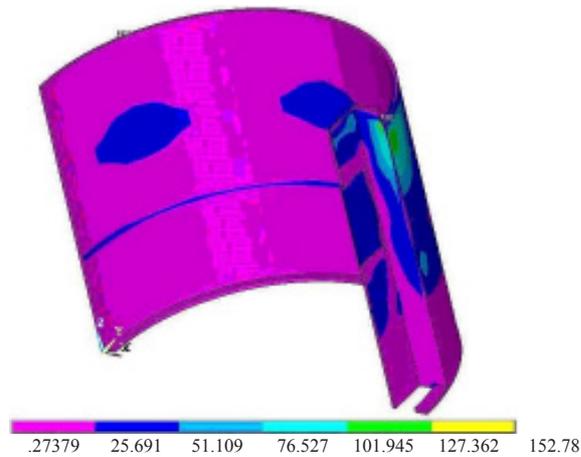


Рис. 6

На рис. 7 для этого же момента времени представлена деформированная конфигурация обечайки с масштабом перемещений, увеличенным для наглядности в 20 раз по сравнению с фактическим.

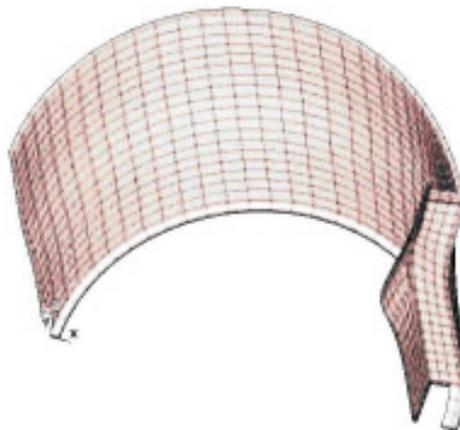


Рис. 7

Заключение

В статье приведено краткое описание методических основ программы UMB, особенностей получения материальных функций моделей, используемых в программе для описания процессов деформирования стали типа X16H11M3 в условиях терморadiационных воздействий, и результатов их верификации на основе зависимостей деформирования этого материала, полученных в ЦНИИ КМ «Прометей». Сопоставление полученных численных результатов с исходными аналитическими зависимостями показывает их хорошее соответствие.

На основе построенных материальных функций с помощью программы UMB проведено численное исследование процесса деформирования модели обечайки отражателя реактора БН, выполненной из стали X16H11M3, в условиях пространственных терморadiационных воздействий. Результаты верификационных расчетов и численных исследований процесса деформирования обечайки позволяют сделать заключение о возможности применения разработанной методики расчета и программы UMB ВК УПАКС для исследования на основе МКЭ кинетики НДС элементов конструкций из аустенитной стали типа X16H11M3 при термомеханических воздействиях в условиях нейтронного облучения.

Литература

1. Программа UMB ВК УПАКС. Верификационный отчет, инв.№ 11151/08 по учету ОКБМ. Регистрационный паспорт аттестации ПС №268 от 18.02.2010 по учету НТЦ ЯРБ Ростехнадзора.
2. Численное моделирование процессов деформирования изделий из нержавеющей сталей в условиях терморadiационных воздействий / В.А. Горохов [и др.] // Проблемы прочности и пластичности: Межвуз. сб. / Нижегород. ун-т. – 2005. – Вып. 67. – С. 26–36.
3. Моделирование напряженно-деформированного состояния конструкций из нержавеющей сталей, эксплуатирующихся в условиях интенсивных терморadiационных воздействий / С.А. Капустин [и др.] // Проблемы прочности и пластичности: Межвуз. сб. / Нижегород. ун-т. – 2007. – Вып. 69. – С. 106–116.
4. Методика расчета прочности основных элементов реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. РД ЭО 1.1.2.09.0714-2007. – М.–СПб., 2007. – 181 с.
5. Капустин, С.А. Метод конечных элементов в задачах механики деформируемых тел: Учеб. пособие / С.А. Капустин. – Н.Новгород: Изд-во ННГУ, 2002. – 180 с.

[8.07.2010]

VERIFICATION OF THE METHODS AND SOFTWARE FOR NUMERICALLY STUDYING THE STRESSED-STRAINED STATE OF STRUCTURES MADE OF THE X16H11M3 STEEL UNDER QUASISTATIC THERMAL RADIATION LOADING

S.A. Kapustin, V.A. Gorokhov, Yu.A. Churilov, O.Yu. Vilensky, V.B. Kaidalov,
D.L. Zverev, A.G. Gulenko, A.A. Sorokin

The paper gives a concise description of methodological and software means for studying the processes of elastic-viscoplastic deformation of structures of NPP's made of the X16H11M3 steel under thermal radiation loading and of the results of their verification using the deformational relations for this material obtained in the Central Scientific Research Institute «Prometey».

Key words: stress, deformation, thermal radiation loading, numerical modeling.