

УДК 539.3

DOI: 10.32326/1814-9146-2018-80-4-494-512

ОЦЕНКА ДЛИТЕЛЬНОЙ ПРОЧНОСТИ ЭЛЕМЕНТОВ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ*

© 2018 г. Волков И.А.^{1,2}, Игумнов Л.А.², Тарасов И.С.¹,
Шишулин Д.Н.³, Сметанин И.В.¹

¹Волжский государственный университет водного транспорта,
Нижний Новгород, Российская Федерация

²Научно-исследовательский институт механики

Национального исследовательского Нижегородского государственного
университета им. Н.И. Лобачевского, Нижний Новгород, Российская Федерация

³АО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, Российская Федерация

pmptmvgavt@yandex.ru

Поступила в редакцию 26.06.2018

Обсуждается проблема оценки прочности и ресурса ответственных инженерных объектов, эксплуатационные свойства которых характеризуются многопараметрическими нестационарными термомеханическими воздействиями. Рассмотрены основные деградационные механизмы конструкционных материалов (металлов и их сплавов), характерные для таких объектов. Сформулированы основные требования к математическим моделям указанных процессов.

С позиции механики поврежденной среды развита математическая модель, описывающая процессы неупругого деформирования и накопления повреждений при ползучести. Модель состоит из трех взаимосвязанных частей: соотношений, определяющих неупругое поведение материала с учетом зависимости от процесса разрушения; уравнений, описывающих кинетику накопления повреждений; критерия прочности поврежденного материала.

Представлены результаты численного моделирования несущей способности корпуса реактора ядерной энергетической установки в условиях гипотетической аварии. Аварийная ситуация моделировалась воздействием давления, моделирующего действие расплава, постоянного внутреннего давления и температуры, меняющейся в пределах рассматриваемой части корпуса реактора.

Анализ полученных численных результатов позволил отметить ряд характерных особенностей, сопровождающих процесс деформирования и разрушения таких объектов, связанных с моментом и местоположением образующихся макротрещин, истории изменения напряженно-деформированного состояния и величины поврежденности в зоне разрушения и др.

В целом результаты сопоставления расчетных и экспериментальных данных позволяют сделать вывод о достоверности предложенных определяющих соотношений при деградациии начальных прочностных свойств материала по

* Выполнено при финансовой поддержке РФФИ (грант №18-08-00881).

механизму длительной прочности и возможности их эффективного использования при оценке длительной прочности элементов конструкций при термомеханическом нагружении.

Ключевые слова: нестационарная ползучесть, длительная прочность, моделирование, определяющие соотношения, механика поврежденной среды, температура, поврежденность, долговечность, разрушение, ресурс.

Введение

Материал конструктивных элементов оборудования и систем ответственных инженерных объектов (ОИО), срок службы которых составляет несколько десятков лет (атомные энергетические установки, нефтехимическое оборудование, резервуары для хранения газообразных и сжиженных химических продуктов, авиационные газотурбинные двигатели и газотурбинные установки нового поколения и др.), работающих в условиях нестационарного термомеханического нагружения, накапливает в течение срока службы повреждения, приводящие к ухудшению начальных прочностных характеристик, образованию и развитию трещин. Значительное время эти изменения происходят скрытно. Кроме того, наиболее опасные зоны, определяющие ресурс конструктивного элемента, как правило, недоступны для средств неразрушающего контроля. Для гарантированной безопасной эксплуатации ОИО и обоснованного продления их службы сверх нормативных сроков необходимо контролировать темпы развития поврежденности в наиболее опасных зонах элементов конструкций (определять выработанный ресурс), а также прогнозировать развитие этих процессов до предельных состояний (определять остаточный ресурс) [1].

Внезапные прочностные отказы конструктивных элементов являются следствием деградации начальных прочностных свойств конструкционных материалов в результате накопления повреждений под воздействием физических полей различной природы. Ввиду локальности деградационных процессов работоспособность конструктивных элементов определяется ресурсом их наиболее опасных зон – зон, где наибольшими темпами происходит ухудшение физико-механических характеристик конструкционных материалов. Характеристики этих зон могут сильно различаться вследствие различия свойств самих материалов, конструктивных особенностей, эксплуатационных условий, технологии изготовления и других причин.

На стадии проектирования обеспечение безопасности по прочности сводится к обоснованию ресурса (наработки) элемента конструкции для исходной консервативной модели эксплуатации объекта (заложенной в проект истории нагружения конструктивного узла) с запасами на «незнание» истинных условий эксплуатации, реальных индивидуальных физико-механических и прочностных характеристик конструкционных материалов, предельных состояний, приближенности расчетных методик и других факторов.

Поскольку процессы накопления повреждений тесно связаны с кинетикой напряженно-деформированного состояния (НДС), то точность расчетных оценок прочности и ресурса конструктивных элементов будет зависеть от того, насколько достоверно определяющие соотношения описывают процессы деформирования опасных зон элементов конструкций в заданных условиях эксплуатации. Такие параметры процесса вязкопластического деформирования, как длина и вид траектории деформирования, вид напряженного состояния, история его изменения и др., существенно влияют на скорости протекания процессов накопления повреждений [2–4].

Существующие в настоящее время нормативные методы оценки ресурса элементов конструкций не учитывают реальных процессов, протекающих в материале. Упругий расчет, используемый при нормативном подходе, не позволяет учесть реальные характеристики вязкопластического деформирования материала, от которых в значительной степени зависит ресурс элементов конструкций [1]. В общем случае при исследовании прочности конструкций необходимо учитывать время и историю нагружения. Как следствие этого, критерий разрушения будет тесно связан с определяющими соотношениями, описывающими процесс разрушения. Поэтому становится необходимой разработка методов оценки ресурса элементов конструкции на базе соответствующих уравнений термовязкопластичности, уравнений накопления повреждений и критериев разрушения со всесторонним их обоснованием посредством проведения соответствующих натуральных и численных экспериментов на лабораторных образцах и численного анализа процессов деформирования и разрушения элементов конструкций в эксплуатационных условиях [1, 2, 5–8].

Наиболее эффективно для этих целей математическое моделирование процессов деградации конструкционных материалов с использованием современных моделей и методов механики поврежденной среды (МПС) и механики разрушения [2, 5–10]. Полученные в результате моделирования расчетные значения поврежденности материала в доступных зонах должны корректироваться путем периодического неразрушающего контроля современными физическими методами состояния материала зон при остановках или ремонтах объекта [11].

В статье [9] с позиции МПС развита математическая модель, описывающая процессы накопления повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах) при механизме деградации, обусловленном развивающимися деформациями ползучести при многоосных напряженных состояниях и произвольных сложных режимах термомеханического нагружения. Эта модель используется далее для численного исследования несущей способности корпуса реактора ядерной энергетической установки в условиях гипотетической аварии.

1. Определяющие соотношения механики поврежденной среды

Основные положения рассматриваемого варианта МПС заключаются в следующем [2, 9]:

– материал среды начально изотропен и повреждения в нем отсутствуют (учитывается только анизотропия, вызванная процессами деформирования; анизотропия упругих свойств, вызванная процессами поврежденности материала, не учитывается);

– компоненты тензоров деформаций e_{ij} и скоростей деформаций \dot{e}_{ij} представляют сумму «мгновенной» и «временной» составляющих. «Мгновенная» составляющая состоит из упругих компонент e_{ij}^e, \dot{e}_{ij}^e , не зависящих от истории деформирования и определяющихся конечным состоянием процесса, и пластических компонент e_{ij}^p, \dot{e}_{ij}^p , зависящих от истории процесса деформирования. «Временная» составляющая (деформаций ползучести e_{ij}^c, \dot{e}_{ij}^c) описывает временную зависимость процессов деформирования при низких скоростях нагружения;

– эволюция эквипотенциальных поверхностей ползучести описывается изменением ее радиуса C_c и перемещением ее центра ρ_{ij}^c ;

– изменение объема элемента тела упруго, то есть $e_{ii}^p = e_{ii}^c = 0$;

– рассматриваются процессы деформирования, характеризующиеся малыми деформациями;

– единственным структурным параметром, характеризующим на макроуровне степень поврежденности материала, является скалярный параметр ω – поврежденность ($\omega_0 \leq \omega \leq \omega_f$);

– влияние уровня накопленной поврежденности на процесс деформирования материала учитывается путем введения эффективных напряжений $\tilde{\sigma}_{ij}$.

Модель поврежденной среды состоит из трех взаимосвязанных частей:

– соотношений, определяющих вязкопластическое поведение материала с учетом зависимости от процесса разрушения;

– уравнений, описывающих кинетику накопления повреждений;

– критерия прочности поврежденного материала.

Соотношения термползучести

Связь между компонентами тензоров напряжений и упругих деформаций устанавливается на базе уравнений термоупругости:

$$\sigma = 3K(e - \alpha T), \quad \dot{\sigma} = 3K(\dot{e} - \dot{\alpha}T - \alpha\dot{T}) + \frac{\dot{K}}{K}\sigma, \quad (1)$$

$$\sigma'_{ij} = 2Ge'_{ij}, \quad \dot{\sigma}'_{ij} = 2G\dot{e}'_{ij} + \frac{\dot{G}}{G}\sigma'_{ij}, \quad e'_{ij} = e'_{ij} - e^p_{ij} - e^c_{ij},$$

где σ , e – шаровые, а σ'_{ij} , e'_{ij} – девиаторные компоненты тензоров напряжений σ_{ij} и деформаций e_{ij} соответственно; $G(T)$ – модуль сдвига, $K(T)$ – объемный модуль упругости и $\alpha(T)$ – коэффициент температурного расширения – функции температуры T .

Для описания процессов ползучести вводим в пространстве напряжений семейство эквипотенциальных поверхностей ползучести F_c , имеющих общий центр ρ_{ij}^c и различные радиусы C_c , определяемые текущим напряженным состоянием [12–14]:

$$F_c^{(i)} = S_{ij}^c S_{ij}^c - C_c^2 = 0, \quad S_{ij}^c = \sigma'_{ij} - \rho_{ij}^c, \quad i = 0, 1, 2, \dots \quad (2)$$

Согласно ассоциированному закону

$$\dot{e}_{ij}^c = \lambda_c \frac{\partial F_c^{(i)}}{\partial S_{ij}^c} = \lambda_c S_{ij}^c, \quad (3)$$

где λ_c соответствует текущей поверхности $F_c^{(i)}$, определяющей текущее напряженное состояние S_{ij}^c .

Среди этих эквипотенциальных поверхностей можно выделить поверхность с радиусом \bar{C}_c , соответствующую нулевой скорости ползучести:

$$F_c^{(0)} = \bar{S}_{ij}^c \bar{S}_{ij}^c - \bar{C}_c^2 = 0, \quad \bar{S}_{ij}^c = \bar{\sigma}'_{ij} - \rho_{ij}^c, \quad (4)$$

где \bar{S}_{ij}^c и $\bar{\sigma}'_{ij}$ – совокупность напряженных состояний, отвечающих (с определенным допуском) нулевой скорости ползучести.

Считаем, что

$$\bar{C}_c = \bar{C}_c(\chi_c, T), \quad \dot{\chi}_c = \left(\frac{2}{3} \dot{e}_{ij}^c, \dot{e}_{ij}^c \right)^{1/2}, \quad \chi^c = \int_0^t \dot{\chi}^c dt,$$

$$\Psi_c = \left[\frac{(S_{ij}^c S_{ij}^c)^{1/2} - \bar{C}_c}{C_c} \right],$$

$$\lambda_c = \begin{cases} 0, & \psi_c \leq 0, \\ \lambda_c(\psi_c, T), & \psi_c > 0, \end{cases} \quad (5)$$

где \bar{C}_c и λ_c – экспериментально определяемые функции температуры T .

Эволюционное уравнение для изменения координат центра поверхности ползучести примем в виде [14]:

$$\dot{\rho}_{ij}^c = g_1^c \dot{e}_{ij}^c - g_2^c \rho_{ij}^c \dot{\chi}_c, \quad (6)$$

где g_1^c и $g_2^c > 0$ – экспериментально определяемые материальные параметры.

Конкретизируя соотношение (3), закон градиентальности можно представить в виде:

$$\dot{e}_{ij}^c = \lambda_c(\psi_c, T) S_{ij}^c = \lambda_c \psi_c S_{ij}^c = \lambda_c \left(\frac{\sqrt{S_{ij}^c S_{ij}^c} - \bar{C}_c}{C_c} \right) S_{ij}^c. \quad (7)$$

Отсюда выражение для длины траектории деформаций ползучести примет вид [15]:

$$\dot{\chi}_c = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{e}_n^c = \sqrt{\frac{2}{3}} \lambda_c (\sqrt{S_{ij}^c S_{ij}^c} - \bar{C}_c). \quad (8)$$

Из (8) для трех участков кривой ползучести [13] выражение для λ_c примет вид [14]:

$$\lambda_c = \begin{cases} 0, & \psi_c \leq 0 \vee \chi_c = 0, \\ \lambda_c^I, & \psi_c > 0 \wedge 0 < \chi_c \leq \chi_c^{(1)}, \\ \lambda_c^{II}, & \psi_c > 0 \wedge \chi_c^{(1)} < \chi_c \leq \chi_c^{(2)}, \\ \lambda_c^{III}, & \psi_c > 0 \wedge \chi_c^{(2)} < \chi_c \leq \chi_c^{(3)}, \end{cases} \quad (9)$$

где

$$\lambda_c^I = \lambda_c^{(0)} \left(1 - \frac{e_{11}^c}{e_{11}^{c(1)}} \right) + \lambda_c^{(1)} \frac{e_{11}^c}{e_{11}^{c(1)}}, \quad \lambda_c^{II} = \frac{3}{2} \frac{\dot{e}_{11}^{c(\text{уст})}}{\sigma'_{11} - (3/2)\rho_{11}^c - \bar{\sigma}_c}, \quad \lambda_c^{III} = \lambda_c^{II}(\omega)$$

и находятся из экспериментов при одноосном напряженном состоянии лабораторного образца [14].

В формулах (9) $\lambda_c^{(0)}$ и $\lambda_c^{(1)}$ – значения λ_c в начальной и конечной точках первого участка кривой ползучести материала; $e_{11}^{c(1)}$ – граница первого участка кривой ползучести при одноосном напряженном состоянии; $\dot{e}_{11}^{c(\text{уст})}$ – скорость деформации ползучести на участке установившейся ползучести (2-й участок кривой ползучести); ω – величина поврежденности материала; $\bar{\sigma}_c = \sqrt{2/3 \bar{C}_c}$ – предел ползучести при одноосном напряженном состоянии [13, 14].

Уравнения (1)–(9) описывают неустановившиеся и установившиеся участки кривой ползучести при многоосных напряженных состояниях и основные эффекты процесса ползучести при знакопеременном нагружении.

На стадии развития рассеянных по объему повреждений наблюдается влияние поврежденности на физико-механические характеристики материала. В первом приближении это влияние может быть учтено на базе концепции деградирующего континуума введением эффективных напряжений [2, 9, 11]:

$$\tilde{\sigma}'_{ij} = F_1(\omega)\sigma'_{ij} = \frac{G}{\tilde{G}}\sigma'_{ij}, \quad \tilde{\sigma} = F_2(\omega)\sigma = \frac{K}{\tilde{K}}\sigma, \quad (10)$$

где \tilde{G}, \tilde{K} – эффективные модули упругости, определяемые по формулам Мак-Кензи [11]:

$$\tilde{G} = G(1-\omega)\left(1 - \frac{6K+12G}{9K+8G}\omega\right), \quad (11)$$

$$\tilde{K} = \frac{4GK(1-\omega)}{4G+3K\omega}. \quad (12)$$

Аналогично определяется эффективная внутренняя переменная $\tilde{\rho}_{ij}^c$:

$$\tilde{\rho}_{ij}^c = F_1(\omega)\rho_{ij}^c = \frac{G}{\tilde{G}}\rho_{ij}^c. \quad (13)$$

Эволюционные уравнения накопления повреждений

Скорость процесса накопления повреждений при ползучести определяется эволюционным уравнением в виде [5, 7, 8, 15]:

$$\dot{\omega} = f_1(\beta)f_2(\omega)f_3(W_c)f_4(\dot{W}_c), \quad (14)$$

где функции $f_i, i = \overline{1, 4}$, учитывают объемность напряженного состояния ($f_1(\beta)$), уровень накопленной поврежденности ($f_2(\omega)$), накопленную относительную энергию повреждения, затраченную на образование дефектов ($f_3(W_c)$), и скорость изменения энергии повреждения ($f_4(\dot{W}_c)$).

В уравнении (14)

$$f_1(\beta) = \exp(\beta), \quad f_2(\omega) = \begin{cases} 0, & W_c \leq W_c^a, \\ \omega^{1/3}(1-\omega)^{2/3}, & W_c > W_c^a \wedge \omega \leq 1/3, \\ (\sqrt[3]{16}/9)\omega^{-1/3}(1-\omega)^{-2/3}, & W_c > W_c^a \wedge \omega > 1/3, \end{cases} \quad (15)$$

$$f_3(W_c) = \frac{W_c - W_c^a}{W_c^f}, \quad f_4(\dot{W}_c) = \frac{\dot{W}_c}{W_c^f}, \quad \dot{W}_c = \rho_{ij}^c \dot{\epsilon}_{ij}^c, \quad W_c = \int_0^t \dot{W}_c dt, \quad (16)$$

где $\beta = \sigma/\sigma_n$ – параметр объемности напряженного состояния; W_c^a – значение энергии повреждения W_c в конце стадии зарождения рассеянных повреждений при ползучести (в начале второго участка кривой ползучести); W_c^f – значение энергии, соответствующее образованию макроскопической трещины (конец третьего участка кривой ползучести).

Длительность фазы зарождения микродефектов будем связывать со значением параметра W_c^a . Когда микродефекты вырастают до размеров, сопоставимых со средним расстоянием между ними, начинается процесс слияния (разрыв оставшихся промежутков сплошности между дефектами). В настоящей статье детальная модель слияния полостей не строилась, а для учета этого процесса кинетическое уравнение (за счет члена $f_2(\omega)$) сформулировано таким образом, чтобы при достижении поврежденностью значения $\omega = 1/3$ зависимость $\dot{\omega} = f_1(\omega)$ учитывала лавинообразное нарастание величины поврежденности.

Критерий прочности поврежденного материала

В качестве критерия окончания фазы развития рассеянных микроповреждений (стадии образования макротрещины) принимается условие достижения величиной поврежденности своего критического значения:

$$\omega = \omega_f \leq 1. \quad (17)$$

Интегрируя эволюционное уравнение накопления повреждений (14) совместно с определяющими соотношениями термовязкопластичности (1)–(13) и критерием разрушения (17), по известной истории термомеханического нагружения в данном элементарном объеме материала можно определить момент образования макроскопической трещины при деградации материала по механизму длительной прочности.

Методика определения параметров определяющих соотношений МПС

Материальные параметры уравнений МПС определяются из базовых экспериментов. Основные типы базовых экспериментов – изотермические при постоянных базовых температурах T_j . Типы образцов – цилиндрический трубчатый и цилиндрический сплошной. Выбранные типы образцов должны обеспечивать однородное распределение полей напряжений, деформаций и температур в пределах рабочей части, исключают возможность потери устойчивости и формоизменения образца при знакопеременном нагружении, максимально исключают влияние концентраторов на напряженно-деформированное состояние при переходе от рабочей части образца к утолщенным местам.

Для определения материальных параметров соотношений термоползучести (1)–(9) устанавливаются базовые температуры T_j , при которых наблюдаются процессы ползучести для данного материала. Для каждой базовой температуры проводят испытания на знакопеременное нагружение образца по схеме «мягкого» нагружения с промежуточными выдержками, во время которых замеряются параметры кривой ползучести $e_{11}^c(t)$ при $\sigma_{11} = \text{const}$. Затем с использованием определяющих соотношений нестационарной ползучести находят материальные параметры термоползучести [14].

Для определения параметров эволюционного уравнения (14) при ползучести используется третий участок кривых ползучести $e_{11}^c(\sigma_{11}, T_j)$ при различных постоянных напряжениях и температурах. При этом значительное упрощение достигается, если имеет место подобие кривых ползучести [2]. В этом случае в качестве базовой кривой выбирают относительную кривую при $T = T_j$.

Интегрирование определяющих соотношений МПС

Определение основных характеристик процесса вязкопластического деформирования поврежденных материалов (параметров состояния) сводится к написанию определяющих соотношений МПС в приращениях, которые зависят от выбранного шага Δt . Шаг по времени Δt может корректироваться при прохождении сложных участков траектории деформирования в течение всего расчетного времени при условии устойчивости вычислений. Такой подход [16] наиболее удобен при решении краевых задач механики деформируемого твердого тела и используется в настоящей статье.

В общем случае напряжения, пластические деформации и деформации ползучести определяются интегрированием уравнений термоползучести (1)–(9) четырехточечным методом Рунге – Кутты с коррекцией девиатора напряжений и последую-

шим определением напряжений согласно уравнениям термопластичности [12, 13] с учетом средней скорости деформации ползучести в момент времени: $t^{n+1} = t^n + \Delta t$.

2. Результаты исследований

При тяжелой аварии на реакторных установках с полным либо частичным расплавлением активной зоны единственным барьером для радиоактивных материалов является корпус реактора. Расплавление активной зоны сопровождается расплавлением внутрикорпусных конструкций. Взаимодействие расплавленной активной зоны и внутрикорпусных конструкций с корпусом реактора приводит к большому нагреву и возможному проплавлению стенки корпуса. Корпус реакторов, как правило, изготавливается из стали перлитного класса, нагрев которой свыше 600 °С приводит к существенному снижению ее физико-механических характеристик, и доминирующим механизмом при ее деформировании становится ползучесть материала. Проблема внутриреакторного удержания бассейна расплава является предметом изучения в отечественных и зарубежных исследованиях по поведению и разрушению реакторов корпусного типа при авариях с полным или частичным разрушением активной зоны ([17, 18] и имеющиеся там ссылки).

Целостность корпуса реактора при тяжелой аварии с расплавлением активной зоны может нарушаться по двум причинам:

- сквозное проплавление корпуса реактора;
- исчерпание несущей способности корпуса ввиду деградации начальных прочностных свойств конструкционного материала преимущественно вследствие эффектов ползучести.

Представлены результаты численного исследования несущей способности корпуса реактора ядерной энергетической установки (ЯЭУ) в условиях гипотетической аварии по механизму длительной прочности. Материал корпуса реактора – сталь 15Х2НМФА.

В качестве расчетной схемы принята осесимметричная конструкция корпуса реактора, состоящая из цилиндрической обечайки с эллиптическим днищем. Аварийная ситуация моделировалась воздействием внутреннего гидростатического давления p_1 , меняющегося от нуля на высоте $h = 1,5$ м от нижней точки днища и моделирующего силовое воздействие от расплава, внутреннего давления p_2 и температуры T , меняющейся в пределах рассматриваемой части корпуса реактора от 184 до 1510 °С.

В расчетах использовались два значения температуры T на площадке в вершине внешней поверхности эллиптического днища:

- $T = 594$ °С (первый вариант расчета – рис. 1а) [10];
- $T = 800$ °С (второй вариант расчета – рис. 1б) [17].

Геометрические размеры и эпюра распределения температуры по поверхности корпуса реактора (температуры на внутренней и внешней поверхностях корпуса) использовались как граничные условия для расчета температурных полей в сечении корпуса реактора. Эпюры температурных полей на рис. 1 показаны желтым цветом, а корпус реактора – голубым.

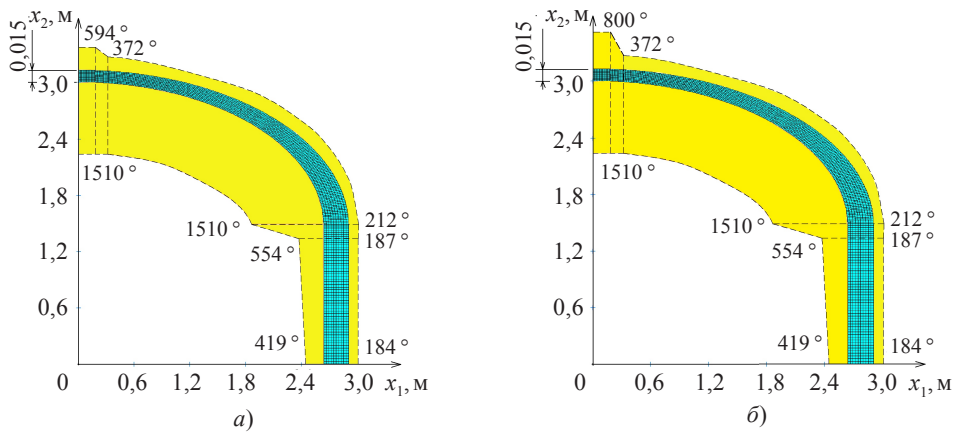


Рис. 1

Распределение температурных полей в корпусе реактора в условиях тяжелой аварии, полученное на основе соответствующих теплофизических расчетов (численного решения задачи теплопроводности) при повышении температуры до максимальных значений (продолжительность этапа разогрева составляла 1 мин), для двух вариантов расчета представлено на рис. 2 (на этих рисунках крупным планом выделены фрагменты наиболее опасных зон).

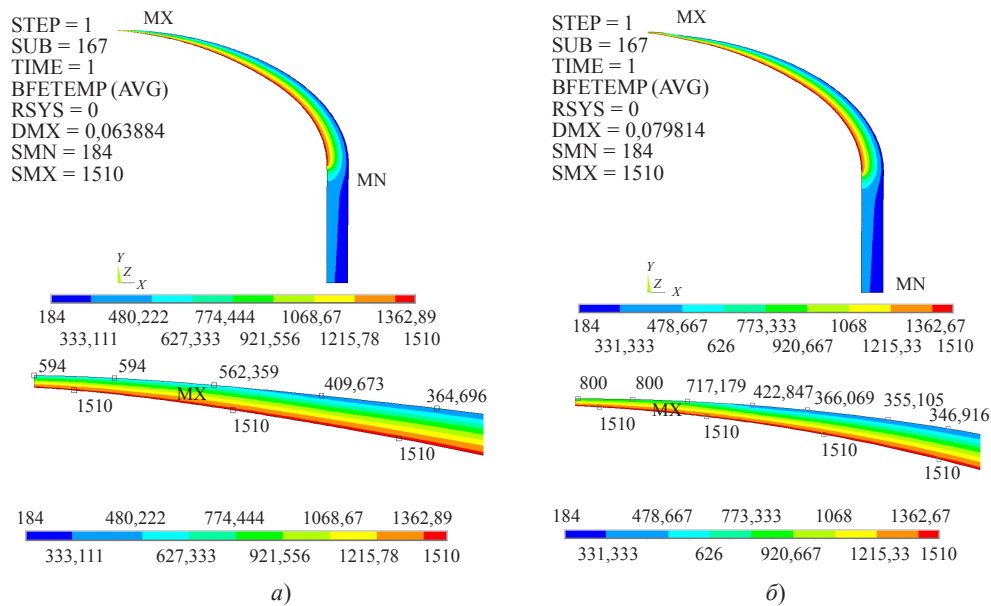


Рис. 2

Перед непосредственным моделированием аварийной ситуации были проведены расчеты по оценке достоверности развитой модели МПС и определены материальные параметры стали 15X2НМФА в диапазоне температур от 20 до 1200 °С. С этой целью использовались экспериментальные данные, приведенные в работах [19–21], полученные при исследовании процессов кратковременной нестационарной ползучести стали 15X2НМФА в диапазоне температур до 1200 °С. Расчет процесса ползучести до образования макроскопической трещины проводился при фи-

зико-механических характеристиках и материальных параметрах модели МПС для стали 15Х2НМФА, приведенных в таблице 1.

Таблица 1

$T, ^\circ\text{C}$	K , МПа	G , МПа	\bar{C}_c , МПа	$\lambda_c^{(0)}$, 1/МПа·час	$\lambda_c^{(1)}$, 1/МПа·час	g_1^c , МПа	g_2^c	$W_{c^f}^f$, МДж/м ³	$W_{c^a}^a$, МДж/м ³	ω_f
600	138000	63500	110	0,000045	0,00009	30000	1000	26	11,2	0,8
800	34700	16000	29	0,00026	0,00052	3500	350	7	3,7	0,8
900	66700	30800	9	0,0002	0,000053	1000	300	2,6	1,24	0,8
1200	9170	4230	1,5	0,00027	0,00027	100	100	0,65	0,21	0,8

На рис. 3 и 4 представлены кривые ползучести:

– при температуре $T = 900^\circ\text{C}$ и напряжениях σ_{11} , равных 26,5 МПа (кривая 1), 22 МПа (кривая 2) и 20 МПа (кривая 3), рис. 3;

– при температуре $T = 1200^\circ\text{C}$ и напряжениях σ_{11} , равных 6,3 МПа (кривая 1), 5,4 МПа (кривая 2) и 4,5 МПа (кривая 3), рис. 4.

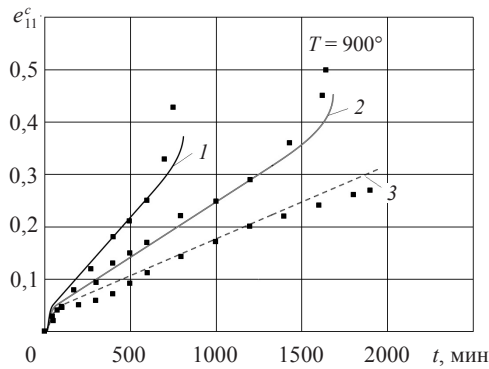


Рис. 3

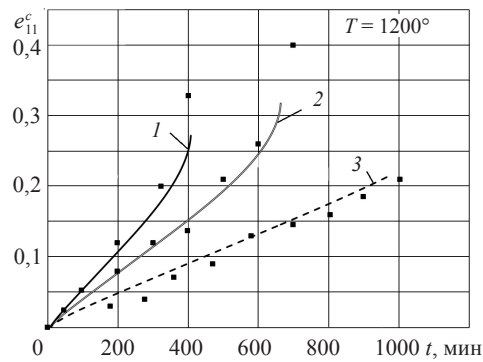


Рис. 4

На рисунках линиями отмечены результаты численного моделирования с использованием определяющих соотношений МПС (1)–(17), а маркерами – соответствующие экспериментальные данные. Видно качественное и количественное соответствие опытных и расчетных данных как по величине и характеру изменения деформаций на всех трех участках кривой ползучести, так и по времени образования макроскопической трещины, что позволяет сделать вывод о правильности процесса моделирования и точности нахождения материальных параметров, входящих в развитые определяющие соотношения МПС.

Численное решение задачи оценки длительной прочности корпуса реактора ЯЭУ при термомеханическом нагружении было проведено в два этапа. На первом этапе выполнялся расчет при повышении давления и температуры до максимальных значений за малый промежуток времени (продолжительность разогрева составляла 1 мин). На втором этапе проводилась выдержка при постоянном давлении и температуре.

Был выполнен ряд расчетов, отличающихся величиной внутреннего давления p_2 . В расчетах использовались четыре значения давления:

– $p_2 = 1,25; 1,35; 1,5$ и 2 МПа для варианта температурного поля, представленного на рис. 1а;

– $p_2 = 0,6; 0,7; 0,8$ и 1 МПа для варианта температурного поля, представленного на рис. 1б.

На всех этапах моделировалась нагрузка, действующая на днище корпуса реактора, от гидростатического воздействия расплава. Следует отметить, что при построении расчетной схемы учитывалось наличие зоны эллиптического днища, в которой материал в результате расплава практически не сопротивляется деформированию. Вследствие этого в принятой расчетной схеме толщина эллиптического днища была уменьшена на глубину зоны расплава ($T > 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$).

В результате численных исследований установлено, что для всех выполненных вариантов расчета на длительную прочность наиболее важным оказался второй этап (этап выдержки), сопровождающийся интенсивным развитием деформаций ползучести и ростом повреждений. В частности, было установлено, что при значениях $p_2 \leq 1,3\text{ МПа}$ (для варианта температурного поля, представленного на рис. 1а) и $p_2 \leq 0,6\text{ МПа}$ (для варианта температурного поля на рис. 1б) при $t > 5$ часов для первого варианта расчета и $t > 57$ часов для второго варианта расчета скорости деформаций ползучести в наиболее нагруженной зоне корпуса реактора, расположенной в зоне вершины эллиптического днища, оказались близкими к нулю.

При значениях давления $p_2 \geq 1,3\text{ МПа}$ для первого варианта расчета и $p_2 \geq 0,6\text{ МПа}$ для второго варианта расчета процесс деформирования корпуса реактора под нагрузкой сопровождался интенсивным формоизменением, вызванным прогрессирующей ползучестью материала в центральной части эллиптического днища.

На рис. 5 приведено распределение интенсивности напряжений по сечению корпуса реактора для $p_2 = 1,5\text{ МПа}$ в различные моменты времени для варианта температурного поля, показанного на рис. 1а, а на рис. 6 – для $p_2 = 1\text{ МПа}$ для температурного поля, представленного на рис. 1б.

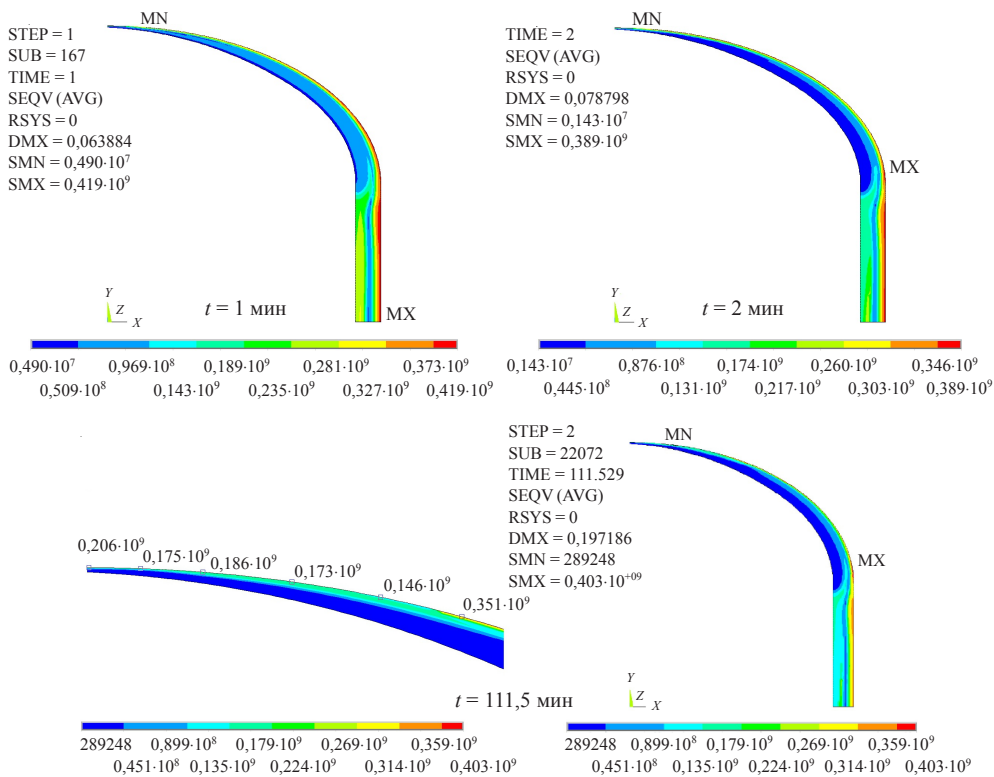


Рис. 5

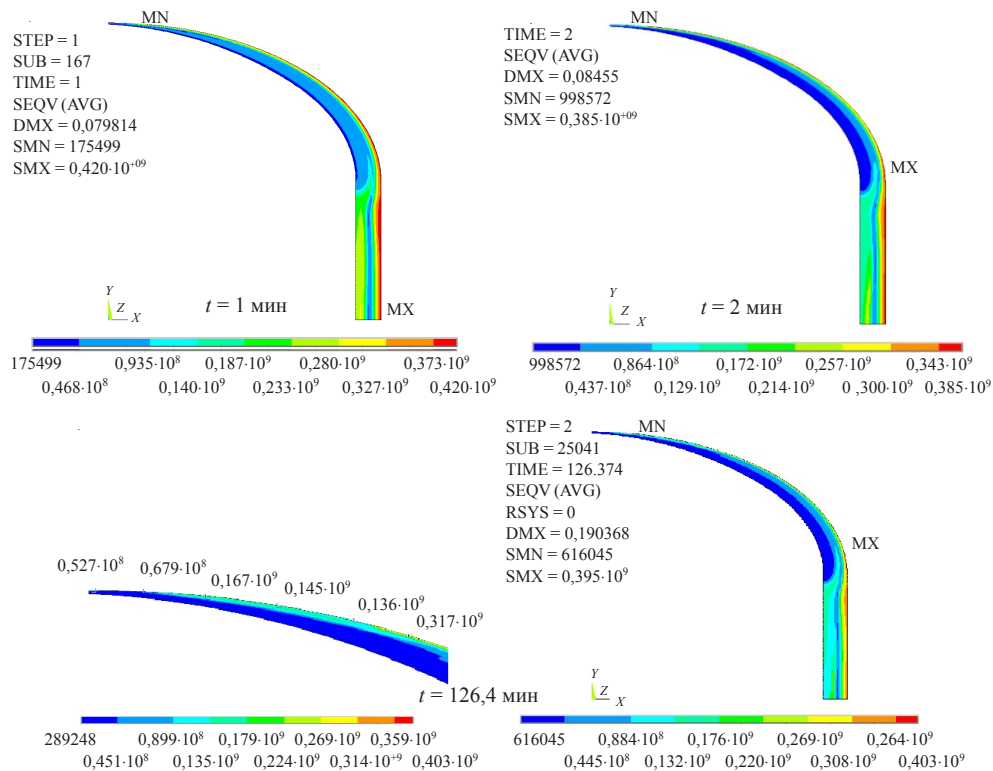


Рис. 6

Численный анализ поля напряжений объекта показал, что наиболее нагруженная зона (с наибольшим значением интенсивности напряжений) с течением времени смещается и для момента времени $t = 111,5$ мин (для первого варианта расчета) и $t = 126,4$ мин (для второго варианта расчета), когда рост деформаций ползучести в центральной части эллиптического днища привел к потере несущей способности корпуса (образование макроскопической трещины), локализуется на внешней поверхности в окрестности перехода цилиндрической обечайки в эллиптическое днище корпуса реактора.

На рис. 7 для $p_2 = 1,5$ МПа и температурного поля, показанного на рис. 1а, приведено распределение интенсивности неупругих деформаций по сечению корпуса в различные моменты времени, а на рис. 8 – аналогичные иллюстрации для $p_2 = 1$ МПа и температурного поля, показанного на рис. 1б. Видно, что в отличие от результатов, представленных на рис. 5, 6, опасная зона (с наибольшим уровнем интенсивности деформаций ползучести) локализуется в центральной части эллиптического днища корпуса реактора, где процессы накопления повреждений происходят более интенсивно.

Распределение величины поврежденности по сечению корпуса реактора в момент образования макроскопической трещины для первого варианта расчета приведено на рис. 9, а для второго – на рис. 10. Видно, что макроскопическая трещина для обоих вариантов расчета зарождается в центральной части эллиптического днища в окрестности срединной поверхности конструктивного элемента (на рис. 9, 10 фрагмент зоны образования макроскопической трещины выделен отдельно).

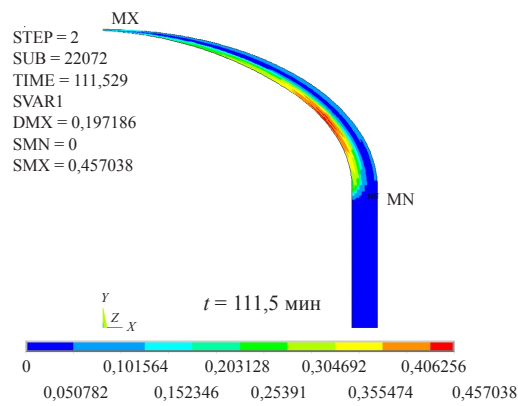
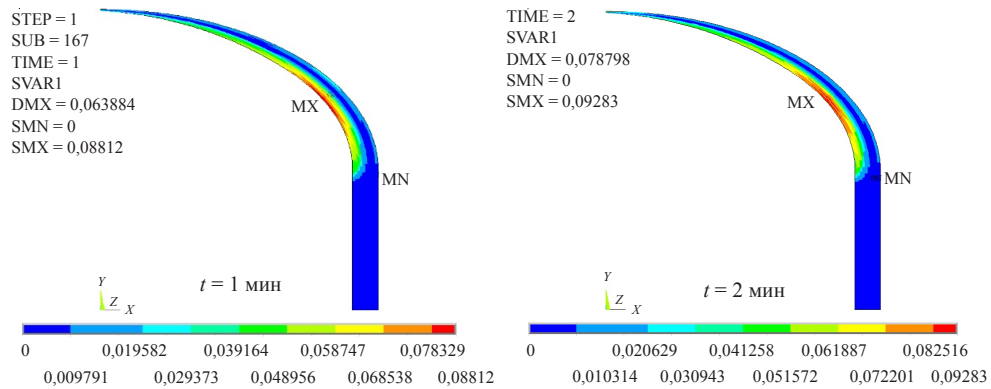


Рис. 7

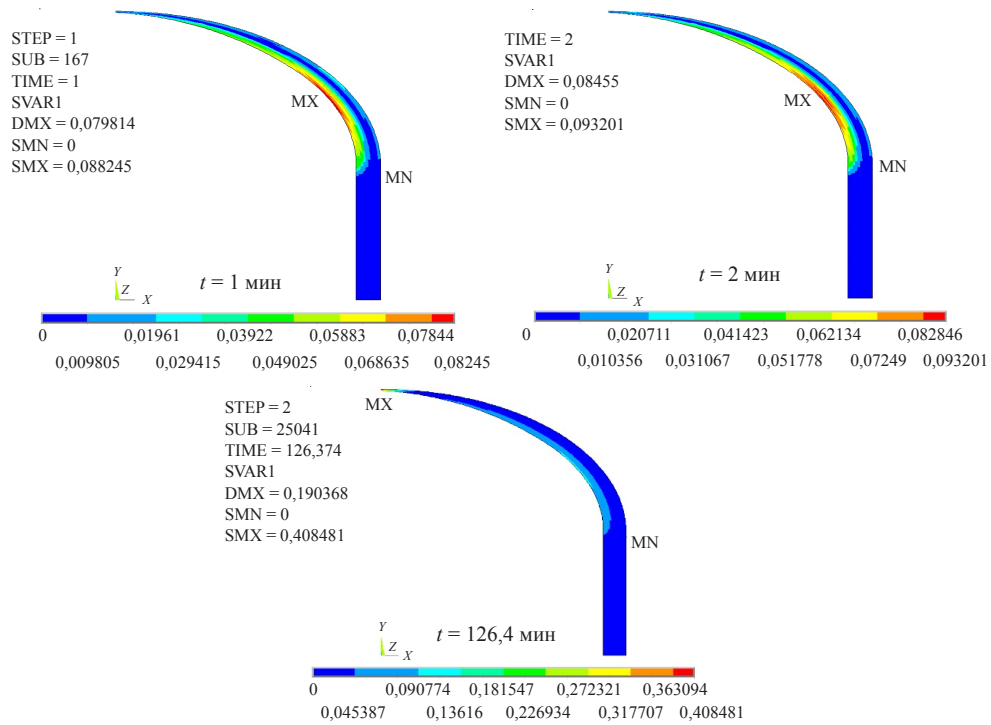


Рис. 8

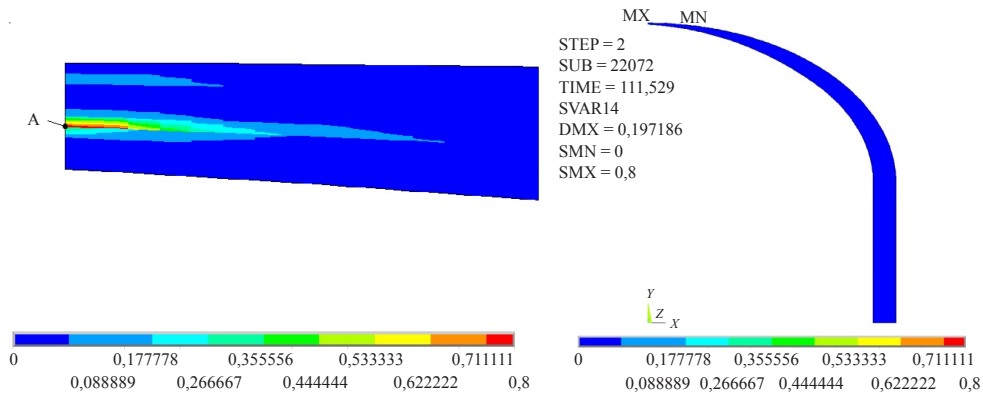


Рис. 9

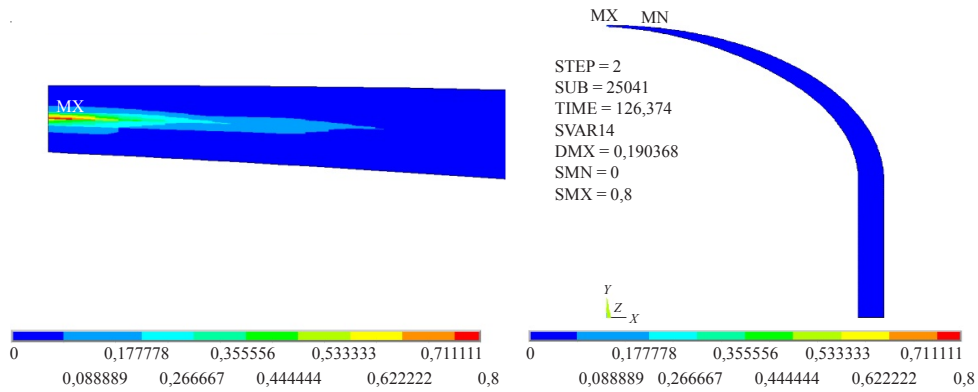


Рис. 10

На рис. 11 показана зависимость величины поврежденности ω от времени процесса t в наиболее опасной зоне (точка А на рис. 9) для варианта температурного поля, представленного на рис. 1а, и различных значений давления p_2 , а на рис. 12 – аналогичные зависимости для варианта температурного поля, показанного на рис. 1б. На рис. 11 кривая 1 соответствует значению $p_2 = 2$ МПа, кривая 2 – значению $p_2 = 1,5$ МПа, кривая 3 – значению $p_2 = 1,25$ МПа. На рис. 12: 1 – $p_2 = 1$ МПа, 2 – $p_2 = 0,8$ МПа, 3 – $p_2 = 0,7$ МПа.

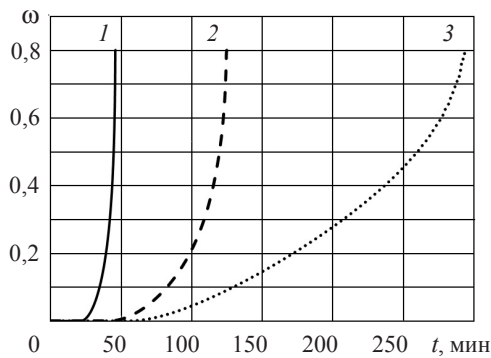


Рис. 11

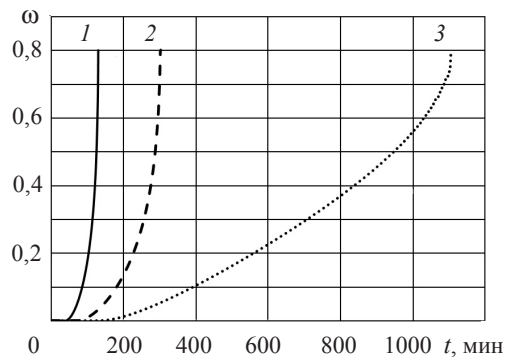


Рис. 12

Деформированная конфигурация корпуса реактора к моменту, предшествующему исчерпанию его несущей способности, приведена на рис. 13 для двух указанных вариантов расчета (масштаб перемещений на рис. 13 увеличен в 2 раза).

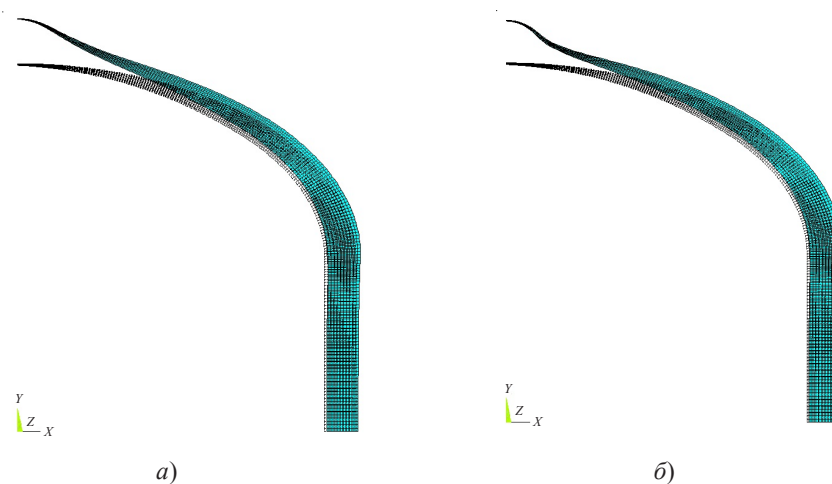


Рис. 13

На рис. 14 приведена зависимость времени до разрушения от действующего давления p_2 для варианта температурного поля, представленного на рис. 1а, и варианта температурного поля, показанного на рис. 1б.

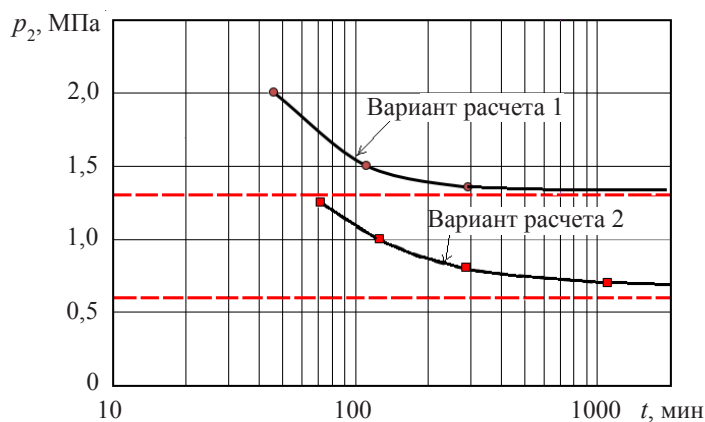


Рис. 14

Анализ полученных численных результатов позволяет отметить следующие характерные закономерности процесса деформирования корпуса реактора ЯЭУ:

- для варианта температурного поля, представленного на рис. 1а, максимально допустимое значение давления p_2 , не приводящее к образованию макроскопической трещины по механизму длительной прочности, не должно превышать значения $p_2 = 1,3$ МПа, а для температурного поля на рис. 1б – значения $p_2 = 0,6$ МПа;
- полученные в настоящем исследовании численные результаты по определению допустимых значений давлений согласуются с аналогичными результатами, полученными в [18].

Таким образом, проведенные численные расчеты, их сравнение с имеющимися экспериментальными данными позволяют сделать вывод о достоверности определяющих соотношений МПС при деградации материала конструкции по механизму длительной прочности и возможности эффективного использования развитых определяющих соотношений МПС для оценки длительной прочности материалов и конструкций.

Заключение

Развита математическая модель механики поврежденной среды, описывающая процессы неупругого деформирования и накопления повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах) при деградации начальных прочностных свойств материалов по механизму длительной прочности.

Представлены результаты численных исследований несущей способности корпуса реактора ЯЭУ в условиях гипотетической аварии.

Методом численного моделирования и сравнением полученных результатов с опытными данными проведена оценка достоверности определяющих соотношений МПС при ползучести, которая позволяет сделать вывод о достоверности развитых модельных представлений и точности разработанной методики определения материальных параметров, входящих в указанные соотношения.

Список литературы

1. Митенков Ф.М., Кайдалов В.Ф., Коротких Ю.Г. и др. *Методы обоснования ресурса ядерных энергетических установок*. М.: Машиностроение, 2007. 448 с.
2. Волков И.А., Коротких Ю.Г. *Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями*. М.: Физматлит, 2008. 424 с.
3. Локощенко А.М. *Ползучесть и длительная прочность металлов*. М.: Физматлит, 2016. 504 с.
4. Вудфорд Д.А. Повреждение при ползучести и концепция остаточной долговечности. *Теоретические основы инженерных расчетов*. 1979. Т. 101. №4. С. 1–8.
5. Lemaitre J. Damage modelling for prediction of plastic or creep fatigue failure in structures. *Trans. 5th Int. Conf. SMRiT*. North Holland. 1979. Paper no L5/1b.
6. Murakami S., Imaizumi T. Mechanical description of creep damage and its experimental verification. *Journal of Theoretical and Applied Mechanics*. 1982. No 1. P. 743–761.
7. Леметр Ж. Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластичных материалов. *Труды Американского общества инженеров-механиков. Серия Д. Теоретические основы инженерных расчетов*. 1985. Т. 107. №1. С. 90–98.
8. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*. 1989. Vol. 5. No 3. P. 247–302.
9. Волков И.А., Игумнов Л.А., Казаков Д.А., Миронов А.А., Тарасов И.С., Шишулин Д.Н., Сметанин И.В. Модель поврежденной среды для описания длительной прочности конструкционных материалов (металлов и их сплавов). *Проблемы прочности и пластичности*. 2017. Т. 79. №3. С. 285–300.
10. Казаков Д.А., Капустин С.А., Коротких Ю.Г. *Моделирование процессов деформирования и разрушения материалов и конструкций*. Н. Новгород: Изд-во ННГУ, 1999. 225 с.
11. Волков И.А., Игумнов Л.А. *Введение в континуальную механику поврежденной среды*. М.: Физматлит, 2017. 304 с.
12. Никитенко А.Ф. Экспериментальное обоснование гипотезы существования поверхности ползучести в условиях сложного нагружения: Сообщение 1, 2. *Проблемы прочности*. 1984. №8. С. 3–11.
13. Волков И.А., Игумнов Л.А., Коротких Ю.Г. *Прикладная теория вязкопластичности*. Н. Новгород: Изд-во ННГУ, 2015. 318 с.

14. Волков И.А., Игумнов Л.А., Казаков Д.А., Шишулин Д.Н., Сметанин И.В. Определяющие соотношения нестационарной ползучести при сложном напряженном состоянии. *Проблемы прочности и пластичности*. 2016. Т. 78. №4. С. 436–451.
15. Боднер С.Р., Линдхолм У.С. Критерий приращения повреждения для зависящего от времени разрушения материалов. *Труды Американского общества инженеров-механиков. Серия Д. Теоретические основы инженерных расчетов*. 1976. Т. 100. №2. С. 51–58.
16. Бантхья, Мукарджи. Об усовершенствованной схеме интегрирования по времени для системы определяющих соотношений неупругой деформации с нелинейностью жесткого типа. *Труды Американского общества инженеров-механиков. Серия Д. Теоретические основы инженерных расчетов*. 1985. №4. С. 54–60.
17. Фризен Е.А., Семишкин В.П., Пантюшин С.И. *Термомеханический анализ поведения корпуса реактора средней мощности в условиях тяжелой запроектной аварии*. Подольск: Гидропресс, 2014. 8 с.
18. Семишкин В.П., Пажетнов В.В., Фризен Е.А., Локтионов В.Д. Термомеханическое поведение корпуса ВВЭР в тяжелой аварии. *5-я Международная научно-техническая конференция «Обеспечение безопасности АЭС с ВВЭР»*, 29 мая – 1 июня 2007 г. Подольск.
19. Дробышевский Н.И., Киселев А.Е., Стрижов В.Ф., Филиппов А.С. HEFESTM: программное средство для расчета высокотемпературного нелинейного деформирования. *Математическое моделирование*. 2010. Т. 22. №2. С. 45–63.
20. Локтионов В.Д., Соснин О.В., Любашевская И.В. Прочностные свойства и особенности деформационного поведения стали 15X2НМФА-А в температурном диапазоне 20–1100 °С. *Атомная энергия*. 2005. Т. 99. Вып. 3. С. 229–232.
21. Киселев А.Е., Носатов В.Н., Стрижов В.Ф., Томащик Д.Ю. Применение интегрального кода для моделирования аварийных режимов реактора ВВЭР-1000. *Известия РАН. Энергетика*. 2004. №2. С. 57–64.

References

1. Mitenkov F.M., Kaydalov V.B., Korotkikh Yu.G. et al. *Metody obosnovaniya resursa yadernykh energeticheskikh ustanovok [Methods of Substantiation of the Resource of Nuclear Power Plants]*. Moscow. Mashinostroenie Publ. 2007. 448 p. (In Russian).
2. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G. *Uravneniya sostoyaniya vyzkouprugoplasticheskikh sred s povrezhdeniyami [Equations of State Viscoelasticoplastic Environments with Injuries]*. Moscow. Fizmatlit Publ. 2008. 424 p. (In Russian).
3. Lokoshchenko A.M. *Polzuchest i dlitel'naya pruchnost metallov [Creep and Long-term Strength of Metals]*. Moscow. Fizmatlit Publ. 2016. 504 p. (In Russian).
4. Woodford D.A. Creep damage and the remaining life concept. *J. Eng. Mater. Tech.* 1979. Vol. 101. P. 311–321.
5. Lemaitre J. Damage modelling for prediction of plastic or creep fatigue failure in structures. *Trans. 5th Int. Conf. SMRiT*. North Holland. 1979. Paper no. L5/1b.
6. Murakami S., Imaizumi T. Mechanical description of creep damage and its experimental verification. *J. Theor. Appl. Mech.* 1982. No 1. P. 743–761.
7. Lemaitre J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *J. Eng. Mater. Tech.* 1985. Vol. 107. No 1. P. 83–89. DOI:10.1115/1.3225775.
8. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *Int. J. Plasticity*. 1989. Vol. 5. No 3. P. 247–302.
9. Volkov I.A., Igumnov L.A., Kazakov D.A., Mironov A.A., Tarasov I.S., Shishulin D.N., Smetanin I.V. Model povrezhdennoy sredy dlya opisaniya dlitel'noy prochnosti konstruktsionnykh materialov (metallov i ikh splavov) [A damaged medium model for describing the process of long-term strength of structural materials (metals and their alloys)]. *Problemy prochnosti i plastichnosti [Problems of Strength and Plasticity]*. 2017. Vol. 79. No 3. P. 285–300 (In Russian).
10. Kazakov D.A., Kapustin S.A., Korotkikh Yu.G. *Modelirovanie protsessov deformirovaniya i razrusheniya materialov i konstruktsiy [Modeling of Deformation and Fracture Processes of Materials and Structures]*. Nizhny Novgorod. UNN Publ. 1999. 225 p. (In Russian).
11. Volkov I.A., Igumnov L.A. *Vvedenie v kontinual'nuyu mekhaniku povrezhdennoy sredy*

[*Introduction to Continuum Mechanics Damaged Environment*]. Moscow. Fizmatlit Publ. 2017. 304 p. (In Russian).

12. Nikitenko A.F. Experimental verification of the hypothesis of the existence of surface creep under complex loading conditions. Report No 1-2. *Strength of Materials*. 1984. Vol. 16. Iss. 8. P. 1063–1071.

13. Volkov I.A., Igumnov L.A., Korotkikh Yu.G. *Prikladnaya teoriya vyazkoplastichnosti* [*Applied Theory of Viscoplasticity*]. Nizhny Novgorod. UNN Publ. 2015. 318 p. (In Russian).

14. Volkov I.A., Igumnov L.A., Kazakov D.A., Shishulin D.N., Smetanin I.V. Opredelyayushchie sootnosheniya nestatsionarnoy polzuchesti pri slozhnom napryazhenom sostoyanii [Defining relation of transient creep under complex stress state]. *Problemy prochnosti i plastichnosti* [*Problems of Strength and Plasticity*]. 2016. Vol. 78. No 4. P. 436–451. (In Russian).

15. Bodner S.R., Lindholm U.S. An incremental criterion for time-dependent failure of materials. *J. Eng. Mater. Tech.* 1976. Vol. 98. No 2. P. 140–145. DOI:10.1115/1.3443356.

16. Banthia V., Mukherjee S. On an improved time integration scheme for stiff constitutive models of inelastic deformation. *J. Eng. Mater. Tech.* 1985. Vol. 107. No 4. P. 282–285. DOI:10.1115/1.3225820.

17. Frizen E.A., Semishkin V.P., Pantyushin S.I. *Termomekhanicheskiy analiz povedeniya korpusa reaktora sredney moshchnosti v usloviyakh tyazhely zaproyektnoy avarii* [*Thermomechanical Analysis of the Behavior of the Medium-power Reactor Body in the Conditions of Severe Beyond Design-basis Accident*]. Podolsk. Gidropress Publ. 2014. 8 p. (In Russian).

18. Semishkin V.P., Pazhetnov V.V., Frizen E.A., Loktionov V.D. Termomekhanicheskoye povedeniye korpusa VVER v tyazhely avarii [Thermomechanical behavior of the VVER case in a severe accident]. 5^{ya} mezhdunarodnaya nauchno-tehnicheskaya konferentsiya “Obespecheniye bezopasnosti AES s VVER” [5th International Scientific and Technical Conference Ensuring the Safety of Nuclear Power Plants with WWER]. Podolsk. 29.05–01.06. 2007. (In Russian).

19. Drobyshesvrii N.I., Kiselev A.E., Strizhev V.F., Filippov A.S. HEFEST-M: the code for large scale computation of high temperature deforming. *Math. Models. Comput. Simul.* 2010. Vol. 22. No 2. P. 45–63.

20. Loktionov V.D., Sosnin O.V., Lyubashevskaya I.V. Strength properties and idiosyncrasies of the deformational behavior of 15Kh2NMFA-A steel at temperatures 20–1100°C. *Atomic Energy*. 2005. Vol. 99. No 3. P. 665–669.

21. Kiselev A.Ye., Nosatov V.N., Strizhov V.F., Tomashik D.Yu. Primenenie integralnogo koda dlya modelirovaniya avariynykh rezhimov reaktora VVR-1000 [Integral codes using for accident modeling of the VVER-type reactor]. *Izvestiya RAN. Energetika* [*Proceedings of the Russian Academy of Sciences. Power Engineering*]. 2004. No 2. P. 57–64 (In Russian).

EVALUATING LONG-TERM STRENGTH OF STRUCTURAL ELEMENTS SUBJECTED TO THERMAL-MECHANICAL LOADING

Volkov I.A.^{1,2}, Igumnov L.A.², Tarasov I.S.¹, Shishulin D.N.³, Smetanin I.V.¹

¹Volga State University of Water Transport, Nizhny Novgorod, Russian Federation

²Research Institute for Mechanics, National Research Lobachevsky State University
of Nizhny Novgorod, Nizhny Novgorod, Russian Federation

³JSC “OKBM Afrikantov”, Nizhny Novgorod, Russian Federation

The paper discusses the issue of evaluating strength and service life of critical engineering facilities, the exploitation properties of which are characterized by multi-parametric nonstationary thermal-mechanical effects. The main degradation mechanisms of structural materials (metals and their alloys), characteristic for such facilities, are examined. Basic requirements to mathematical models of such processes are formulated.

In the framework of mechanics of damaged media, a mathematical model is developed, which describes processes of inelastic deformation and damage accumulation due to creep. The model

consists of three interconnected parts: relations defining inelastic behavior of the material, accounting for its dependence on the failure process; equations describing damage accumulation kinetics; a strength criterion of the damaged material.

The results of numerically simulating the carrying capacity of a reactor vessel of a NPP in the event of a hypothetical accident are presented. The accident conditions were modeled by applying pressure modeling the effect of meltdown, constant internal pressure and temperature varying within the part of the vessel in question.

The analysis of the obtained numerical results made it possible to note a number of characteristic features accompanying the process of deformation and failure of such facilities, connected with the time and place of the forming macro-cracks, the stressed strained state history and the damage degree in the failure zone, etc.

In general, the results of comparing the numerical and experimental data make it possible to conclude that the proposed defining relations adequately describe degradation of initial strength properties of the material for the long-term strength mechanism and can be effectively used in evaluating long-term strength of structural elements under thermal-mechanical loading.

Keywords: nonstationary creep, long-term strength, modeling, defining relations, mechanics of damaged media, temperature, damage degree, durability, failure, service life.