

УДК 539.3

DOI: 10.32326/1814-9146-2023-85-1-96-119

ОЦЕНКА РЕСУРСНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ДЕТАЛЕЙ ЭНЕРГООБОРУДОВАНИЯ ПРИ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ*

© 2023 г.

**Волков И.А.¹, Игумнов Л.А.¹,
Шишулин Д.Н.², Пичков С.Н.²**

¹Научно-исследовательский институт механики
Национального исследовательского Нижегородского государственного
университета им. Н.И. Лобачевского, Нижний Новгород, Российская Федерация
²Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева, Нижний Новгород, Российская Федерация

pmptmvgavt@yandex.ru

Поступила в редакцию 16.11.2022

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 термопластического деформирования и накопления усталостных повреждений при деградации материала по механизму термической усталости. Модель состоит из трех взаимосвязанных частей: соотношений, определяющих циклическое термопластическое поведение материала с учетом зависимости от процесса разрушения; уравнений, описывающих кинетику накопления усталостных повреждений; критерия прочности поврежденного материала.

Вариант определяющих соотношений термопластичности основан на представлении о поверхности текучести и принципе градиентальности вектора скорости пластических деформаций к поверхности текучести в точке нагружения. Такой вариант уравнений состояния отражает основные эффекты процесса циклического термопластического деформирования материала для произвольных сложных траекторий комбинированного термомеханического нагружения.

Вариант кинетических уравнений накопления усталостных повреждений основан на введении скалярного параметра поврежденности, базируется на энергетических принципах и учитывает основные эффекты образования, роста и слияния микродефектов при произвольных сложных режимах нагружения. В качестве критерия прочности поврежденного материала используется условие достижения величиной поврежденности критического значения.

Для оценки степени достоверности и определения границ применимости развитых определяющих соотношений механики поврежденной среды прове-

* Выполнено при финансовой поддержке РНФ (грант № 22-19-00138).

дены расчеты процессов термопластического деформирования и накопления усталостных повреждений и выполнено сравнение полученных численных результатов с данными натурных экспериментов на примере конкретной прикладной задачи. Проведен численный анализ характерных особенностей термической усталостной долговечности компактного образца с концентраторами напряжений, имитирующими работу деталей в сопловой коробке паровой турбины атомной электростанции. Результаты расчетов процессов накопления усталостных повреждений при термопульсациях сопоставлены с экспериментальными данными.

Показано, что развитая модель качественно и с необходимой для инженерных расчетов точностью количественно описывает опытные данные и может эффективно применяться для оценки термоциклической усталостной долговечности конструкций при многоосных непропорциональных путях комбинированного термомеханического нагружения.

Ключевые слова: термоциклическая усталость, моделирование, механика поврежденной среды, напряженно-деформированное состояние, пластичность, поврежденность, усталостная долговечность, разрушение, ресурс.

Введение

В течение длительного срока службы материал конструктивных элементов оборудования и систем ответственных инженерных объектов (ОИО), срок службы которых составляет несколько десятков лет (ядерные энергетические установки (ЯЭУ), нефтехимическое оборудование, резервуары для хранения газообразных и сжиженных химических продуктов, авиационные газотурбинные двигатели (ГТД) и газотурбинные установки (ГТУ) нового поколения и др.), работающих в условиях нестационарного термомеханического нагружения, накапливает 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 срока 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 с наибольшими темпами ухудшения физико-механических характеристик конструкционных материалов. Параметры этих зон могут сильно отличаться вследствие различия свойств самих материалов, конструктивных особенностей, эксплуатационных условий, технологии изготовления и др.

Поскольку процессы накопления повреждений тесно связаны с кинетикой напряженно-деформированного состояния (НДС), точность расчетных оценок прочности и ресурса конструктивных элементов будет зависеть от того, насколько определяющие соотношения достоверно описывают процессы деформирования и разруше-

ния 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].

Эффекты деформирования при термомеханическом нагружении определяются зависимостью физико-механических характеристик конструкционных материалов от температуры, наличием ограничений температурных деформаций и соотношением между скоростями механической и температурной деформаций [5–8].

Неизотермическое деформирование конструкционных материалов по сравнению с изотермическим характеризуется рядом специфических особенностей [5]:

- нелинейной зависимостью напряжения от деформации даже в упругой области вследствие зависимости модулей упругости от температуры;
- неуровненностью диаграмм напряжение–деформация при симметричных циклах изменения механической деформации и сильной зависимостью формы петли гистерезиса от сочетания фаз изменения температуры и механической деформации.

Основными параметрами, определяющими темпы процессов термической усталости, являются: перепад температур (температурные градиенты), максимальная температура цикла, геометрические характеристики и условия закрепления элементов конструкций, физико-механические характеристики материалов (особенно коэффициент линейного температурного расширения), неоднородность (анизотропность) конструктивной композиции материалов.

Объемная температурная деформация приводит, как правило, к многоосному процессу деформирования, что влечет за собой появление новых источников дисбаланса, и НДС в любой точке цикла становится отличным от НДС других точек.

Многоосность НДС также является источником дисбаланса в термомеханических нагружениях. При одновременных механических и температурных воздействиях возникает, как правило, значительное вращение главных площадок тензоров напряжений и деформаций (непропорциональное деформирование), которое при наличии пластического деформирования приводит к несоосности тензоров напряжений, полных и пластических деформаций. Для моделирования таких процессов необходимо иметь соответствующие модели циклической термопластичности, учитывающие вращение главных площадок и несоосность тензоров напряжений, полных и пластических деформаций.

Большое влияние на долговечность при термоциклическом нагружении оказывает скорость изменения нагрузки и температуры и общая длительность цикла нагружения.

Таким образом, при термоциклической усталости число циклов до разрушения становится недостаточной характеристикой долговечности материалов и конструкций, и необходимо учитывать суммарное время до разрушения.

Существующие 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 прочность конструкций должна учитывать время и историю нагружения. Как следствие этого, критерий

разрушения будет тесно связан с определяющими соотношениями, описывающими процесс разрушения.

В связи с этим становится необходимой разработка новых 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 [1–4, 9–13].

Наиболее эффективно для этих целей математическое моделирование процессов деградации конструкционных материалов с использованием современных моделей и методов механики поврежденной среды (МПС) и механики разрушения (МР) [3, 4, 9–13]. Полученные в результате моделирования расчетные значения поврежденности материала в доступных зонах должны корректироваться путем периодического неразрушающего контроля современными физическими методами состояния материала доступных зон при остановках или ремонтах объекта [1, 4].

В статьях [14–16] с позиции механики поврежденной среды развита математическая модель МПС, описывающая процессы накопления повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах) при деградации по механизму термической усталости при многоосных напряженных состояниях и произвольных сложных режимах термомеханического нагружения. Эта модель использована для численного анализа термической усталостной долговечности компактного образца с концентраторами, имитирующими работу деталей в сопловой коробке паровой турбины атомной электростанции (АЭС).

1. Модель поврежденной среды для оценки усталостной долговечности при термоциклическом нагружении

Модель поврежденной среды состоит из трех взаимосвязанных составных частей:

- соотношений, определяющих термопластическое поведение материала с учетом зависимости от процесса разрушения;
- эволюционных уравнений, описывающих кинетику накопления усталостных повреждений;
- критерия прочности поврежденного материала.

Определяющие соотношения термопластичности

Определяющие соотношения термопластичности базируются на следующих основных положениях [17, 18]:

– материал среды начально изотропен, 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} включают в себя упругие e_{ij}^e, \dot{e}_{ij}^e и пластические e_{ij}^p, \dot{e}_{ij}^p деформации, то есть обратимые и необратимые составляющие;

– начальная поверхность текучести для различных температур описывается поверхностью в форме Мизеса. Эволюция изменения поверхности текучести описывается изменением ее радиуса C_p и перемещением ее центра ρ_{ij}^p ;

- изменение объема тела упруго;
- 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 процессы деформирования материала учитывается путем введения эффективных напряжений;
- рассматриваются процессы деформирования, характеризуемые малыми деформациями.

В упругой области связь между шаровыми и девиаторными составляющими тензоров напряжений и деформаций и их скоростей устанавливается с помощью закона Гука:

$$\begin{aligned}\sigma &= 3K(e - \alpha T), \quad \dot{\sigma} = 3K(\dot{e} - \dot{\alpha}T - \alpha\dot{T}) + \frac{\dot{K}}{K}\sigma, \\ \sigma_{ij} &= 2Ge'_{ij}, \quad \dot{\sigma}'_{ij} = 2Ge'_{ij} + \frac{\dot{G}}{G}\sigma'_{ij},\end{aligned}\tag{1}$$

где T – температура (отсчитывается от начального состояния $T = \text{const}$); $K(T)$ – модуль объемного сжатия; $G(T)$ – модуль сдвига; $\alpha(T)$ – коэффициент линейного температурного расширения материала.

Для описания эффектов монотонного и циклического деформирования вводится поверхность текучести Мизеса [17, 18]:

$$F_p = S_{ij}S_{ij} - C_p^2 = 0, \quad S_{ij} = \sigma'_{ij} - \rho_{ij}^p.\tag{2}$$

Для описания сложных циклических режимов деформирования в пространстве напряжений вводится поверхность циклической «памяти», уравнение которой имеет вид:

$$F_p = \rho_{ij}^p \rho_{ij}^p - (\rho_{\max}^p)^2 = 0,\tag{3}$$

где ρ_{\max}^p – максимальный за историю нагружения модуль ρ_{ij}^p .

В диапазоне температур T , при которых эффекты отжига незначительны, принимается, что изотропное упрочнение (эволюция C_p) состоит из трех типов упрочнения: монотонное, циклическое и связанное с изменением температуры T . Конкретизация эволюционного уравнения для радиуса поверхности текучести имеет вид [17, 18]:

$$\dot{C}_p = [q_\chi H(F_p) + a(Q_s - C_p)\Gamma(F_p)]\dot{\chi}_p + q_3\langle\dot{T}\rangle,\tag{4}$$

$$C_p = C_p^0 + \int_0^t \dot{C}_p dt, \quad \dot{\chi}_p = \left(\frac{2}{3}\dot{e}'_{ij}\dot{e}'_{ij}\right)^{1/2}, \quad \chi_p = \int_0^t \dot{\chi}_p dt, \quad \chi_p^m = \int_0^t \dot{\chi}_p H(F_p) dt,\tag{5}$$

$$q_\chi = \frac{q_2 A \psi_1 + (1-A)q_1}{A\psi_1 + (1-A)}, \quad Q_s = \frac{Q_2 A \psi_2 + (1-A)Q_1}{A\psi_2 + (1-A)}, \quad 0 \leq \psi_i \leq 1, \quad i = 1, 2,\tag{6}$$

$$A = 1 - \cos^2 \theta, \quad \cos \theta = n_{ij}^e n_{ij}^s, \quad n_{ij}^e = \frac{\dot{e}'_{ij}}{(\dot{e}'_{ij}\dot{e}'_{ij})^{1/2}}, \quad n_{ij}^s = \frac{S_{ij}}{(S_{ij}S_{ij})^{1/2}},\tag{7}$$

$$H(F_p) = \begin{cases} 1, & F_p = 0 \wedge \rho_{ij}^p \dot{\rho}_{ij}^p > 0 \\ 0, & F_p < 0 \vee \rho_{ij}^p \dot{\rho}_{ij}^p \leq 0 \end{cases}, \quad \Gamma(F_p) = 1 - H(F_p).\tag{8}$$

Здесь q_1, q_2, q_3 – модули изотропного упрочнения, соответствующие монотонным

лучевым путям нагружения (q_1), излому траектории деформирования на 90° (q_2), температурному изменению радиуса поверхности текучести (q_3); a – постоянная, определяющая скорость процесса стабилизации формы петли гистерезиса циклического деформирования материала; Q_s – стационарное значение радиуса поверхности текучести при данных ρ_{\max}^p и T ; χ – длина траектории пластического деформирования материала; C_p^0 – начальное значение радиуса поверхности текучести [17, 18].

Первый член в правой части уравнения (4) описывает изотропное упрочнение в результате монотонного пластического деформирования ($H(F_p) = 1$ и $\Gamma(F_p) = 0$), второй член – циклическое упрочнение материала ($H(F_p) = 0$ и $\Gamma(F_p) = 1$), а третий – изменение радиуса поверхности текучести при изменении температуры. В целом уравнение (4) описывает локальную анизотропию пластического упрочнения в зависимости от параметра A , характеризующего отклонение вектора догрузки от нормали к поверхности текучести в точке нагружения. Операторы $H(F_p)$ и $\Gamma(F_p)$ позволяют автоматически провести разделение процессов монотонного и циклического деформирования.

Здесь и далее для любой величины B , заключенной в угловые скобки $\langle \rangle$, выполняются условия

$$\langle B \rangle = \begin{cases} B & \text{при } B > 0, \\ 0 & \text{при } B \leq 0. \end{cases}$$

Эволюция внутренней переменной ρ_{ij}^p принимается в виде:

$$\dot{\rho}_{ij}^p = f(\chi_p^m) [g_1 \dot{e}_{ij}^p - g_2 \rho_{ij}^p \dot{\chi}_p] + g_3 \rho_{ij}^p \langle \dot{T} \rangle, \quad \rho_{ij}^p = \int_0^t \dot{\rho}_{ij}^p dt, \quad (9)$$

$$f(\chi_p^m) = 1 + k_1 (1 - \exp(-k_2 \chi_p^m)), \quad g_3 = \frac{1}{g_1} \left(\frac{\partial g_1}{\partial T} - \frac{g_1}{g_2} \frac{\partial g_2}{\partial T} \right), \quad (10)$$

где g_1, g_2, g_3, k_1 и k_2 – экспериментально определяемые материальные параметры.

Справа в формуле (9) первый и второй члены описывают анизотропную часть деформационного упрочнения, а третий – эволюцию ρ_{ij}^p в результате изменения температуры T . Весовой множитель $f(\chi_p^m)$ позволяет описать эволюцию ρ_{ij}^p при блочных несимметричных циклических режимах нагружения.

Для описания эволюции поверхности «памяти» необходимо сформулировать уравнение для ρ_{\max} :

$$\dot{\rho}_{\max}^p = \frac{(\rho_{ij}^p \dot{\rho}_{ij}^p) H(F_p)}{(\rho_{mn}^p \rho_{mn}^p)^{1/2}} - g_2 \rho_{\max}^p \dot{\chi}_p - g_3 \rho_{\max}^p \langle \dot{T} \rangle. \quad (11)$$

Компоненты тензора скоростей пластических деформаций e_{ij}^p подчиняются закону градиентальности:

$$\dot{e}_{ij}^p = \lambda_p S_{ij}. \quad (12)$$

На стадии развития рассеянных по объему повреждений наблюдается влияние поврежденности на физико-механические характеристики материала. Это влияние может быть учтено введением эффективных напряжений [4]:

$$\tilde{\sigma}'_{ij} = F_1(\omega) \sigma'_{ij} = \frac{G}{\tilde{G}} \sigma'_{ij} = \frac{\sigma'_{ij}}{(1-\omega)[1 - (6K + 12G)\omega / (9K + 8G)]}, \quad (13)$$

$$\tilde{\sigma} = F_2(\omega)\sigma = \frac{K}{\tilde{K}}\sigma = \frac{\sigma}{4G(1-\omega)/(4G+3K\omega)}, \quad (14)$$

где \tilde{G}, \tilde{K} – эффективные модули упругости, определяемые по формулам Маккензи [4].

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

$$\tilde{\rho}_{ij}^p = F_1(\omega)\rho_{ij}^p. \quad (15)$$

Эволюционные уравнения накопления усталостных повреждений

При формулировке эволюционных уравнений для величины поврежденности используем подход, основанный на установлении связи скоростей поврежденности $\dot{\omega}$ с некоторыми механическими параметрами, зависящими от процесса деформирования материала, критическое значение которых определяет момент полного разрушения элементарного объема материала. Наиболее эффективным подходом решения этой проблемы является энергетический подход [19–23].

Для описания процесса термоциклической усталостной долговечности конструкционных материалов (металлов и их сплавов) в качестве энергии повреждения предлагается соотношение

$$\dot{W}_p = \rho_{ij}^p \dot{e}_{ij}^p, \quad W_p = \int_1^{N_f} \rho_{ij}^p d\dot{e}_{ij}^p, \quad (16)$$

где N_f – число циклов до зарождения усталостной макроскопической трещины.

Постулируем, что общую структуру эволюционных уравнений накопления усталостных повреждений в элементарном объеме материала можно представить в виде:

$$\dot{\omega} = f_1(\beta)f_2(\omega)f_3(W_p)f_4(\dot{W}_p), \quad (17)$$

где функции f_j , $j = \overline{1, 4}$, учитывают: $f_1(\beta)$ – объемность напряженного состояния; $f_2(\omega)$ – уровень накопленной поврежденности; $f_3(W_p)$ – накопленную относительную энергию повреждения, затраченную на образование дефектов; $f_4(\dot{W}_p)$ – скорость изменения энергии повреждения – и имеют вид:

$$f_1(\beta) = \exp \beta, \quad f_2(\omega) = \begin{cases} 0, & W \leq W_a, \\ \omega^{1/3}(1-\omega)^{2/3}, & W > W_a \wedge \omega \leq 1/3, \\ \frac{\sqrt[3]{16}}{9}\omega^{-1/3}(1-\omega)^{-2/3}, & W > W_a \wedge \omega > 1/3, \end{cases} \quad (18)$$

$$f_3(W_p) = \frac{W_p - W_p^a}{W_p^f - W_p^a}, \quad f_4(\dot{W}_p) = \frac{\dot{W}_p}{W_p^f - W_p^a}. \quad (19)$$

Здесь W_p^a – значение энергии повреждения W_p в конце стадии зарождения усталостных повреждений, а W_p^f – значение энергии W_p , соответствующее образованию макроскопической трещины.

Длительность фазы зарождения микродефектов будем связывать со значением параметра W_p^a .

Критерий прочности поврежденного материала

Интегрируя эволюционное уравнение (17) для величины поврежденности совместно с определяющими уравнениями циклической пластичности (1)–(15) при из-

вестной истории нагружения, можно получить условие образования макроскопической трещины (критерий разрушения).

В качестве критерия окончания фазы развития рассеянных микрповреждений примем условие достижения величиной поврежденности ω своего критического значения:

$$\omega = \omega_f \leq 1. \quad (20)$$

2. Численные результаты

Методом численного моделирования проведен анализ характерных особенностей термоциклической усталостной долговечности компактного образца с различными концентраторами напряжений (рис. 1).

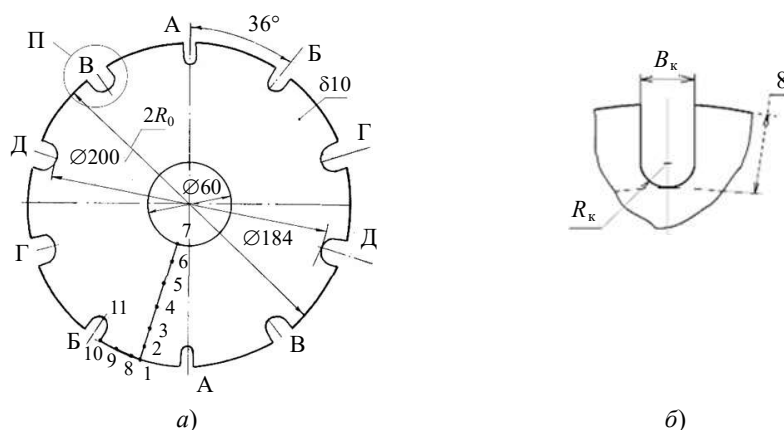


Рис. 1

Образец имитирует работу деталей в сопловой коробке паровой турбины АЭС (рис. 2), изготовленной из титанового сплава 5В [24].

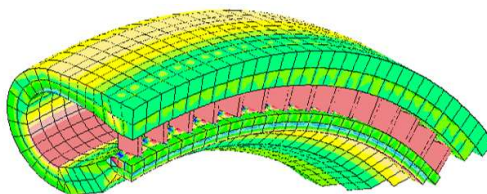


Рис. 2

В процессе эксплуатации сопловая коробка паровой турбины испытывает термоциклическое нагружение в следующем режиме работы: быстрый пуск → рабочий режим → останов. В процессе эксплуатации перепад температур в конструктивных элементах сопловой коробки составляет от 20 до 400 °С.

В [24] проведена серия испытаний в режиме теплосмен на толстостенных лабораторных компактных образцах с концентраторами. Испытаниям подвергались лабораторные образцы из титанового сплава 5В, прошедшего предварительную термическую обработку, аналогичную штатному изделию. Образцы имели форму диска диаметром 200 мм и толщиной 10 мм с десятью вырезами с различными геометрическими характеристиками – концентраторами. На рис. 1а показан внешний вид

лабораторного образца для проведения испытаний в режиме теплосмен (точками с номерами обозначены места установки термопар для измерения температуры на поверхности лабораторного образца в процессе испытаний). В таблице 1 приведены геометрические характеристики нанесенных вырезов-концентраторов в лабораторном образце (рис. 1б) и коэффициентов концентрации напряжений [24].

Таблица 1

**Геометрические характеристики вырезов-концентраторов
в лабораторном образце**

Вырез	Ширина выреза B_k , мм	Радиус в вершине R_k , мм	Коэффициент концентрации напряжений α_σ
А	1,0	0,5	2,5
Б	2,0	1,0	2,0
В	3,0	1,5	1,5
Г	4,0	2,0	1,25
Д	5,0	2,5	1,1

В таблице 2 приведены основные физико-механические характеристики титанового сплава 5В.

Таблица 2

Основные физико-механические свойства титанового сплава 5В

Наименование	Обозначение	Значение при температуре, °С			
		20	100	350	450
Предел прочности	σ_B , МПа	880	785	550	490
Предел текучести	σ_T , МПа	830	705	465	415
Относительное удлинение	δ , %	12,3	14,6	17,1	17,8
Относительное сужение	ψ , %	24,0	26,4	28,8	32,0
Модуль упругости	E , 10^5 МПа	1,13	1,13	1,00	0,960
Коэффициент линейного расширения	α , 10^5 К ⁻¹	–	9,1	9,7	10,1
Коэффициент теплопроводности	λ , Вт/(м·К)	9,6	9,8	14,2	15,9
Плотность	ρ , 10^3 кг/м ³	4,410	4,399	4,364	4,350
Удельная теплоемкость	c , Дж/(кг·К)	535	560	590	630

Термоциклическое нагружение осуществлялось периодическим индуктивным нагревом с последующим воздушным охлаждением торцевой поверхности лабораторных образцов (рис. 3). Для контроля скорости изменения температуры торцевой и наружных поверхностей использовались термопары.

Испытания образцов проводились для двух режимов термоциклического нагружения:

- 1) нагрев торцевой поверхности лабораторного образца до 450 °С с последующим охлаждением до 100 °С (рис. 4а), время цикла составляло 450 с;
- 2) нагрев торцевой поверхности лабораторного образца до 373 °С с последующим охлаждением до 100 °С (рис. 4б), время цикла составляло 350 с.

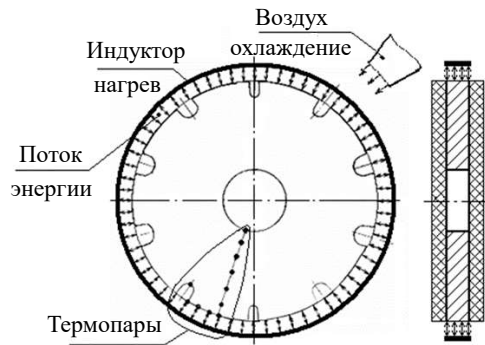


Рис. 3

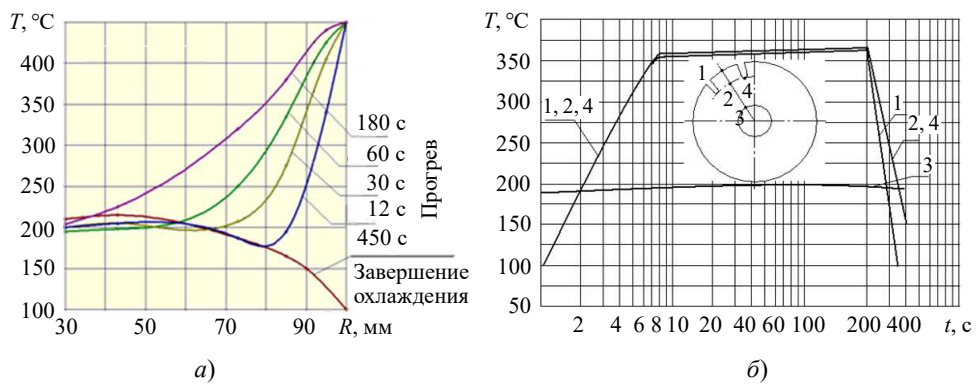


Рис. 4

Количество циклов до образования макротрещины определялось исходя из условия достижения трещиной длины, равной 0,3 мм. На рис. 5 приведены зависимости длин трещин в зависимости от числа циклов нагружения для двух режимов нагружения – режим 1 (рис. 5а) и режим 2 (рис. 5б). На рис. 5а и 5б красной линией отмечена длина трещин, равная 0,3 мм, а по точкам определялись числа циклов до образования трещин такой длины, принятые за числа циклов до разрушения для разных значений коэффициента концентрации напряжения.

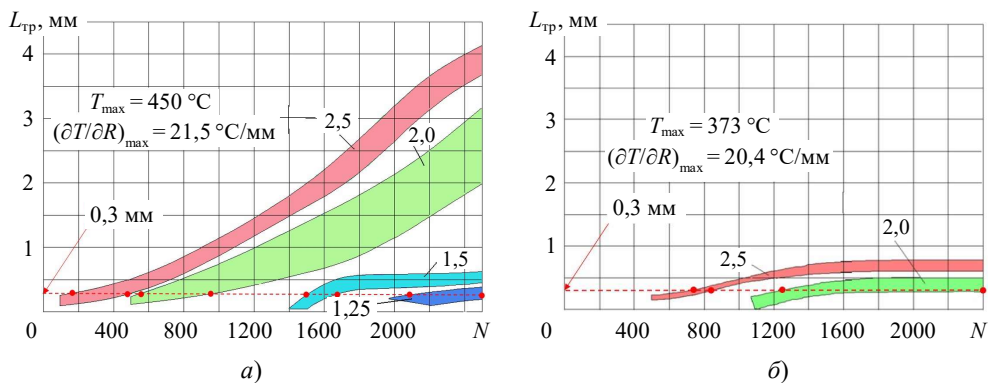


Рис. 5

В таблице 3 приведены значения чисел циклов до разрушения (образования макроскопической трещины длиной 0,3 мм), полученные по зависимостям длин трещин

от количества циклов нагружения (см. рис. 5) для двух режимов термоциклического нагружения.

Таблица 3

**Значения чисел циклов до разрушения
двух режимов термоциклического нагружения**

Коэффициент концентрации напряжения	Экспериментальное число циклов до образования макротрещины длиной 0,3 мм	
	Режим 450↔100 °С	Режим 373↔100 °С
2,5 (вырез А)	164–477	730–837
2,0 (вырез Б)	552–956	1244–2400
1,5 (вырез В)	1415–1670	–
1,25 (вырез Г)	2050–2500	–

Численное решение задачи оценки термоциклической усталостной долговечности компактного образца с концентраторами проводилось в два этапа.

На первом этапе определялись температурные поля путем решения нестационарной задачи теплопроводности для этапа индукционного разогрева лабораторных образцов и их последующего охлаждения. Расчет кинетики поля температур при термоциклическом нагружении в образце проведен с применением программного средства (ПС) ANSYS. В качестве примера рассматривались режимы нагружения 1 и 2 с циклическим изменением температуры на торцевой поверхности лабораторного образца в диапазоне 450↔100 °С и 373↔100 °С соответственно. Основные физические параметры для решения задачи теплопроводности приведены в таблице 2.

На рис. 6 приведена конечно-элементная модель лабораторных образцов, построенная в расчетном коде ANSYS. Для построения модели был выбран 10-узловой твердотельный конечный элемент, позволяющий проводить расчеты теплопроводности и задач прочности на согласованных сетках. Размер и количество элементов модели образца определялись исходя из условия получения оптимального соотношения времени расчета и достоверности получения температурных полей путем сравнения с экспериментальными данными. В местах концентраторов напряжений (вырезов) производилось сгущение сетки для достижения достоверной оценки полей напряжений и деформаций при решении задачи прочности.

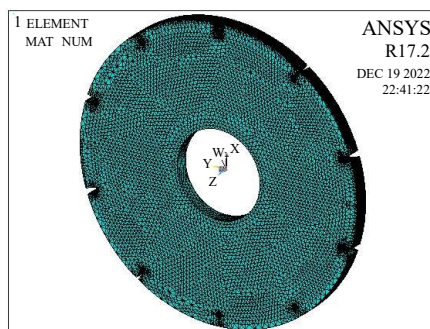


Рис. 6

На рис. 7 приведено распределение полей температуры в образце с выточками в зависимости от времени процесса термоциклирования для трех циклов режима нагружения 1. На рис. 7а–г показано распределение полей температуры для цикла 1,

на рис. 7*д-з* – для цикла 2, на рис. 7*и-м* – для цикла 3. Анализ результатов расчета позволяет сделать вывод, что процесс изменения температурного поля в лабораторном образце стабилизируется на третьем цикле для термоциклического режима нагружения 1. Для режима 2 наблюдается аналогичная картина.

Из рис. 7 видно, что поле температур по объему образца неоднородно в каждый момент времени активного процесса термоциклирования с большим изменением температуры в цикле в области поверхности выточек (концентраторов напряжений).

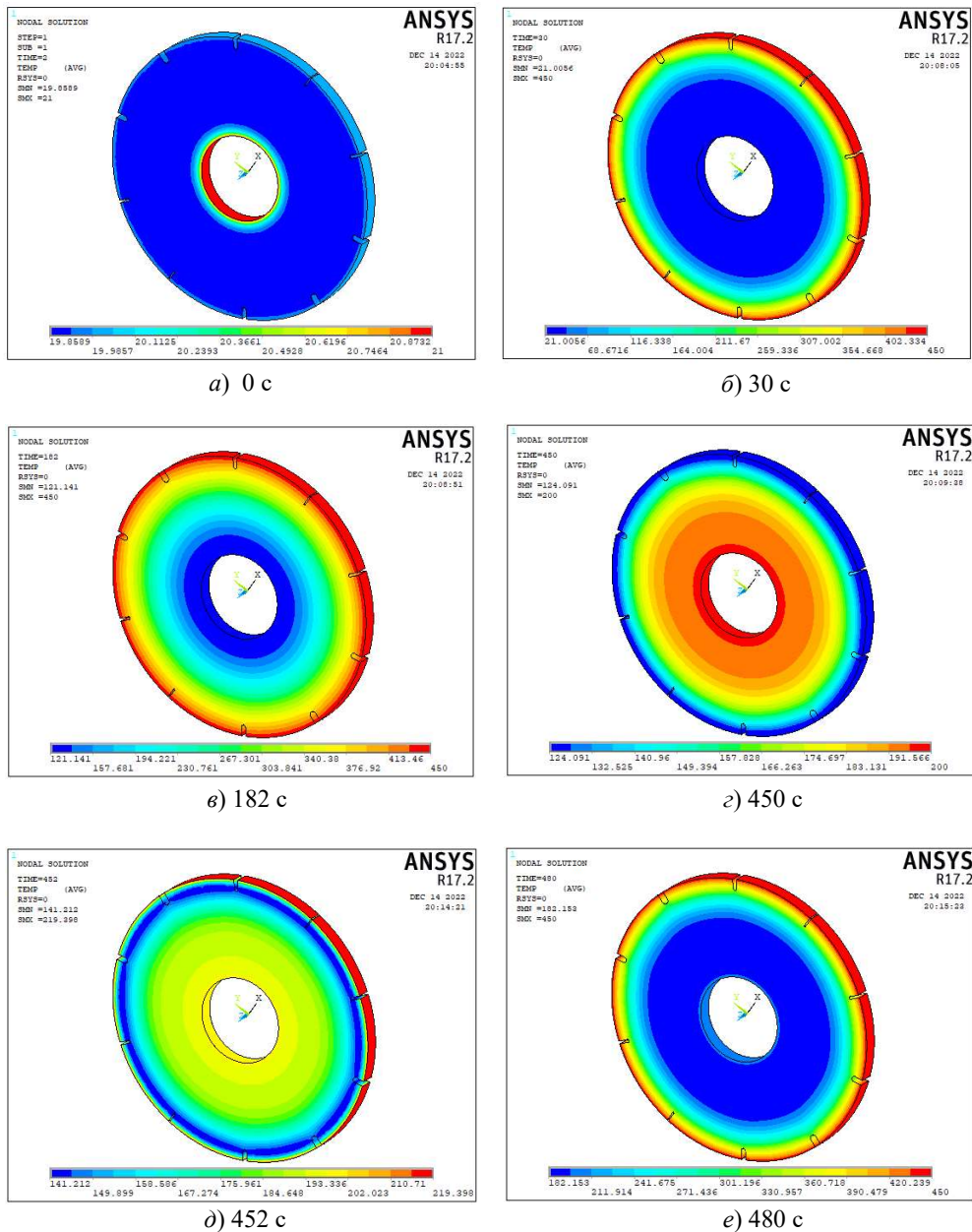


Рис. 7*а-е*

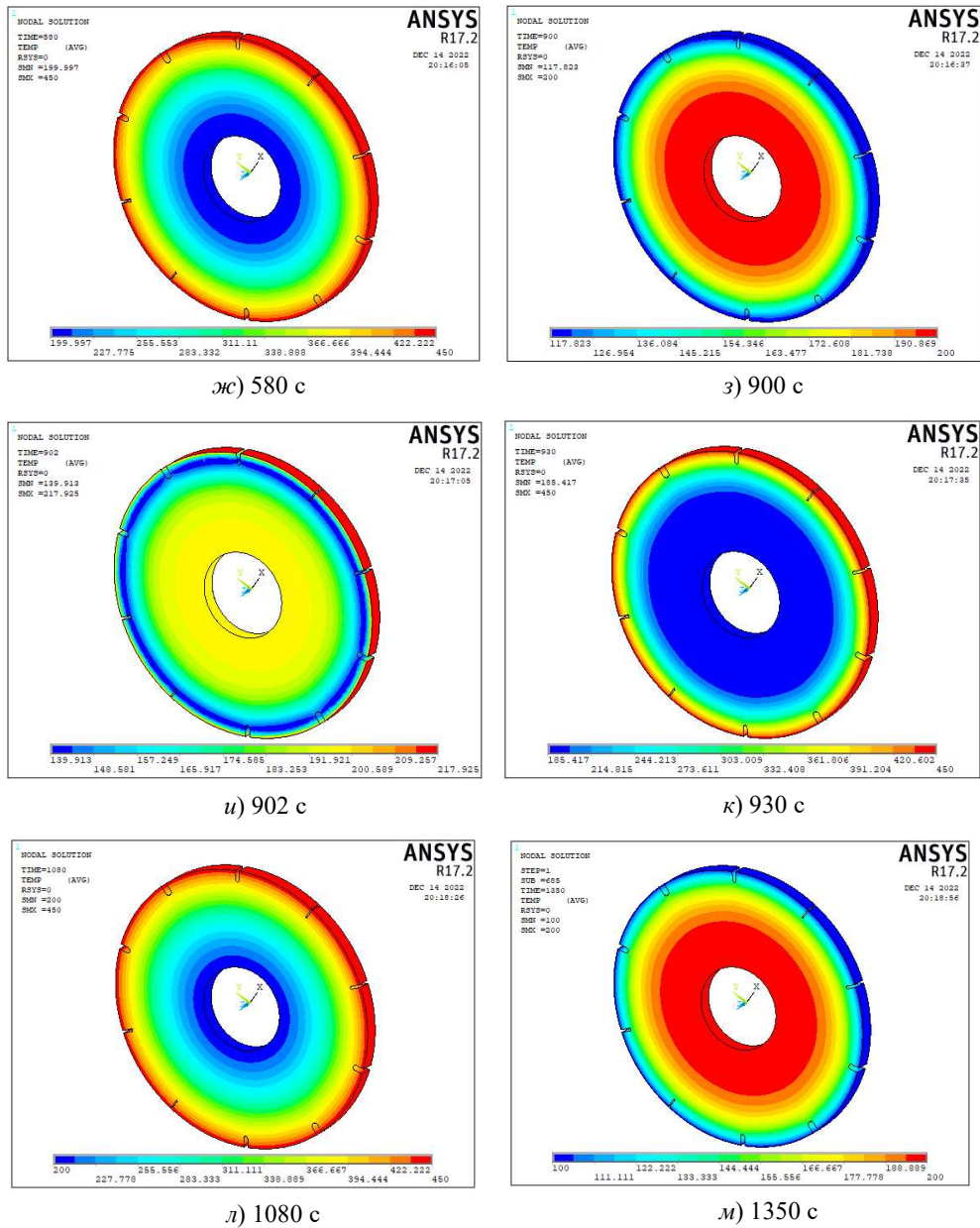


Рис. 7ж–м

На рис. 8 представлено сравнение численных результатов моделирования кинетики полей температуры в процессе термоциклирования в ПС ANSYS с экспериментальными данными, полученными с использованием установленных на лабораторный образец термопар. Результаты представлены в виде зависимости температуры от радиуса образца в разные моменты времени после достижения температурой на торцевой поверхности $450\text{ }^{\circ}\text{C}$, а также в конце цикла при охлаждении торцевой поверхности до $100\text{ }^{\circ}\text{C}$. На представленном рисунке цветными кривыми обозначена зависимость температуры от радиуса, полученная экспериментальным путем, точками – решение, полученное в расчетном коде ANSYS.

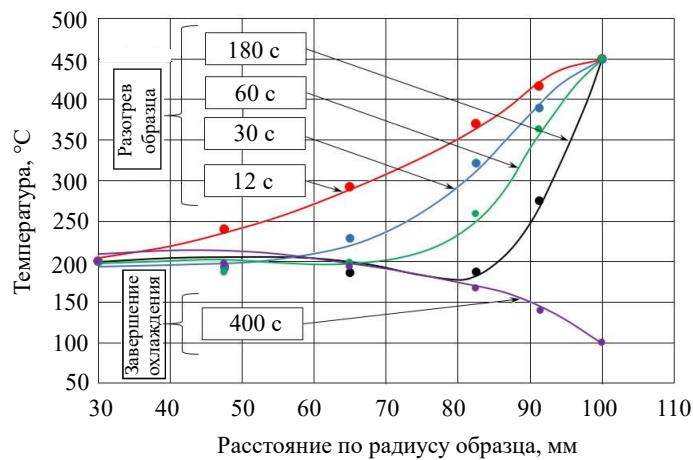


Рис. 8

На втором этапе с использованием полученного расчета путем кинетики температурных полей в лабораторном образце численно решена задача определения НДС в упругопластической постановке. Далее по результатам решения упругопластической задачи получена история нагружения в виде зависимости компонент тензора деформаций и температуры от времени процесса в опасной зоне (в центральной части вершин концентраторов напряжений) (рис. 9–12 для режима 1 и рис. 13, 14 для режима 2), с использованием которой проводился расчет термоциклической усталостной долговечности при помощи математической модели МПС и алгоритмов, заложенных в ПС EXPMODEL [3, 4].

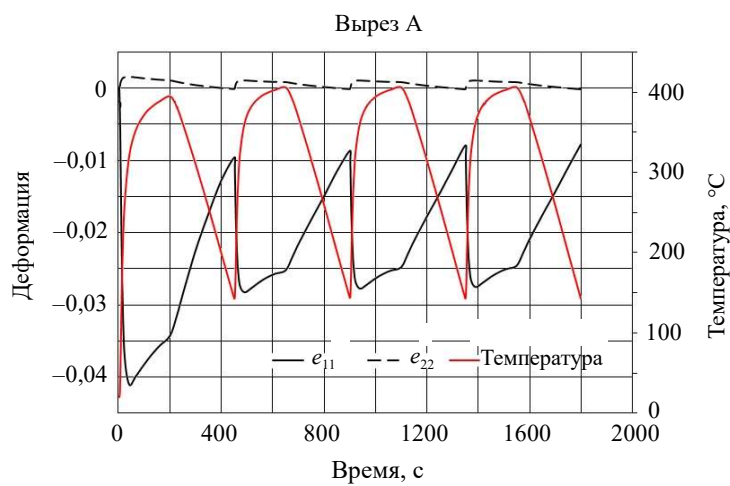
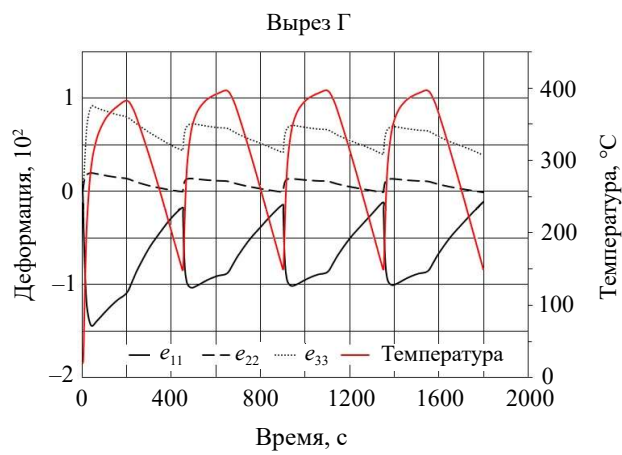
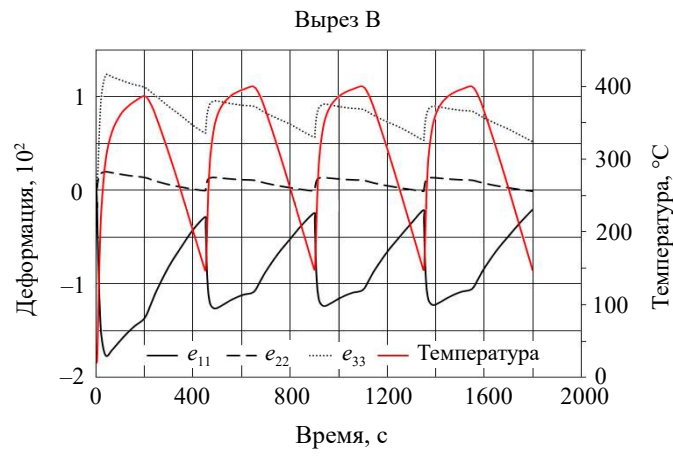
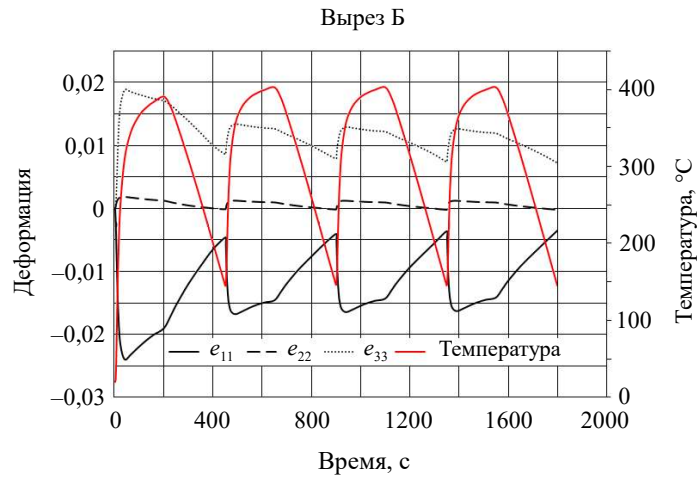


Рис. 9



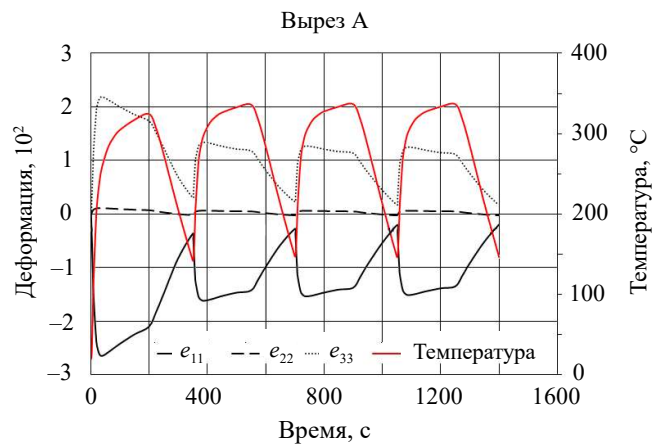


Рис. 13

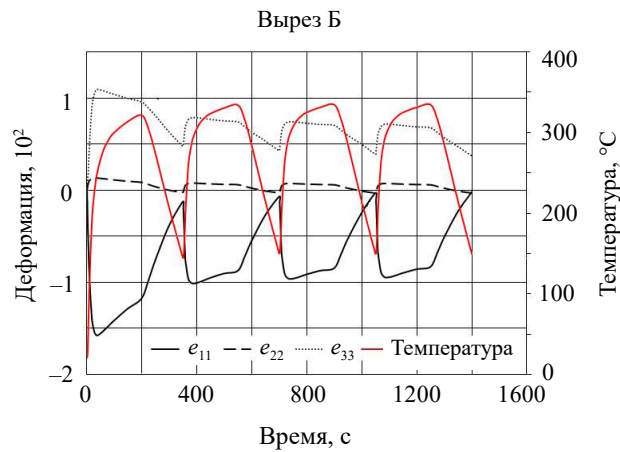


Рис. 14

Основные физико-механические характеристики и параметры модели МПС для титанового сплава 5В при температурах 20, 100, 350 и 450 °С приведены в таблицах 4, 5.

Таблица 4

Физико-механические характеристики и материальные параметры модели МПС титанового сплава 5В

Характеристика	$T = 20\text{ °C}$	$T = 100\text{ °C}$	$T = 350\text{ °C}$	$T = 450\text{ °C}$
K , МПа	94167	94167	83333	80000
G , МПа	43462	43462	38462	36923
C_p^0 , МПа	450	382	252	225
g_1 , МПа	205000	188000	129000	115000
g_2	1050	1120	1190	1140
a	20	20	20	20
W_p^f , МДж/м ³	694	688	641	611

Таблица 5

Модуль циклического упрочнения Q_1 (МПа) титанового сплава 5В ($Q_2 = 0$)

$T, ^\circ\text{C}$	$a_{e_{\max}}$						
	0	0,0005	0,001	0,0015	0,002	0,004	0,006
18	0	-225	-225	-112,5	-56,3	-28,1	-28,1
100	0	-157	-157	-78,5	-39,3	-19,6	-19,6
150	0	-140	-140	-70	-35,0	-17,5	-17,5
200	0	-135	-135	-67,5	-33,8	-16,9	-16,9
250	0	-125	-125	-62,5	-31,3	-15,6	-15,6
300	0	-100	-100	-50	-25,0	-12,5	-12,5
350	0	-60	-60	-23,5	-6,8	-3,4	-3,4
400	0	0	0	0	0	0	0
450	0	0	0	0	0	0	0

Диаграммы одноосного растяжения титанового сплава 5В для температур 20, 100, 350 и 450 °С приведены на рис. 15 (черные кружочки – предел текучести титанового сплава 5В с допуском на пластическую деформацию 0,2%).

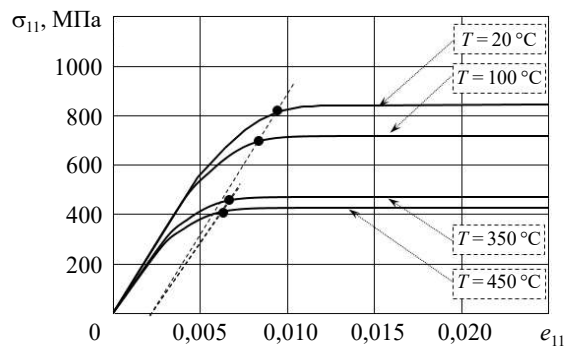


Рис. 15

На рис. 16 приведены зависимости $\sigma_{11} \sim e_{11}$ и $\sigma_{22} \sim e_{22}$ центральной точки концентраторов напряжений (вырезы А, Б, В и Г), а на рис. 17 – траектории нагружения в координатах $e_{11} \sim e_{22}$. Здесь черными кривыми обозначены результаты моделирования по математической модели МПС и алгоритмов, заложенных в ПС EXPMODEL, а красной кривой – результаты моделирования в расчетном коде ANSYS (модель термопластичности, заложенная в расчетном коде ANSYS является частным случаем модели, используемой в ПС EXPMODEL [3]).

Вершина выреза А (коэффициент концентрации 2,5; режим 1)

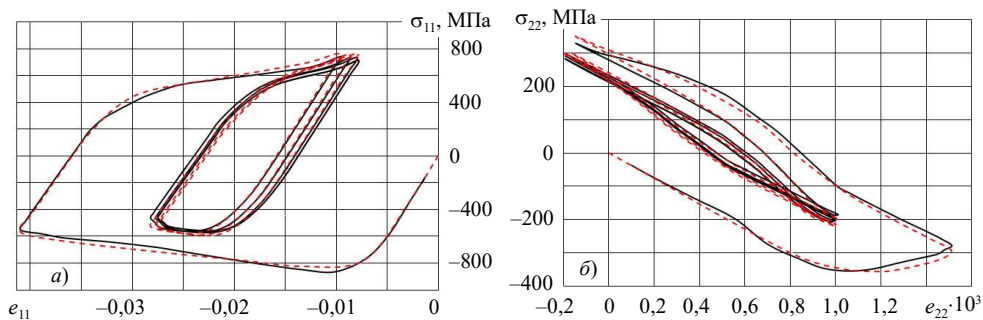
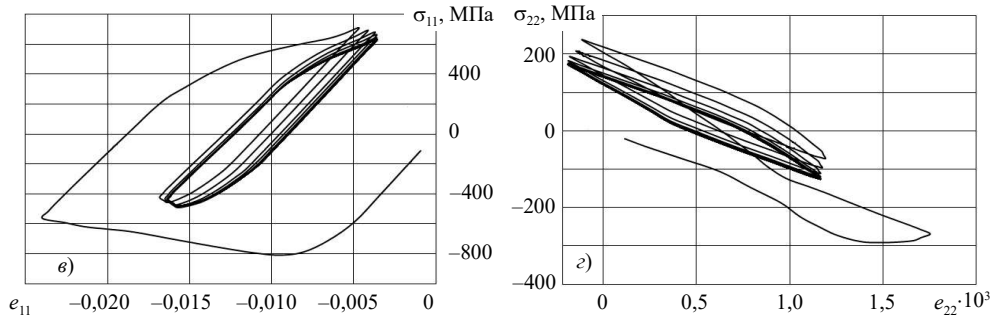
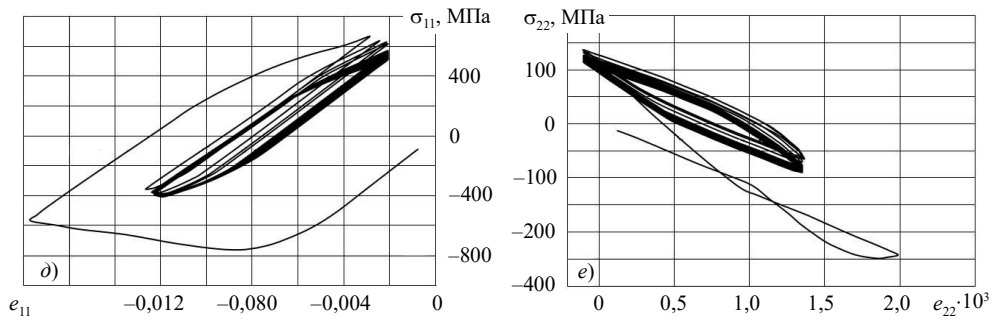


Рис. 16а, б

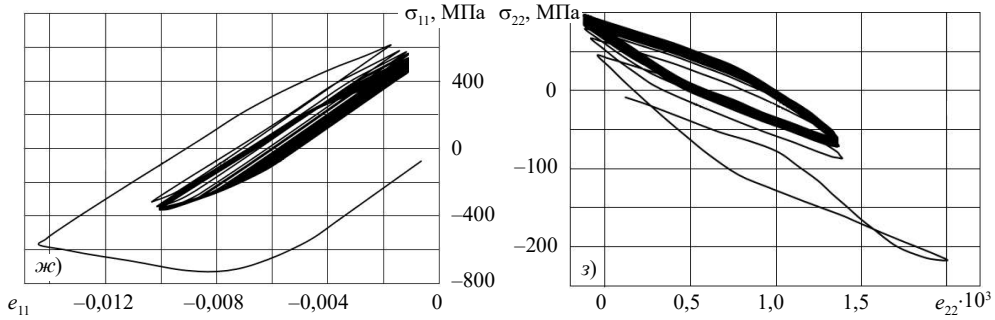
Вершина выреза Б (коэффициент концентрации 2; режим 1)



Вершина выреза В (коэффициент концентрации 1,5; режим 1)



Вершина выреза Г (коэффициент концентрации 1,25; режим 1)



Вершина выреза А (коэффициент концентрации 2,5; режим 2)

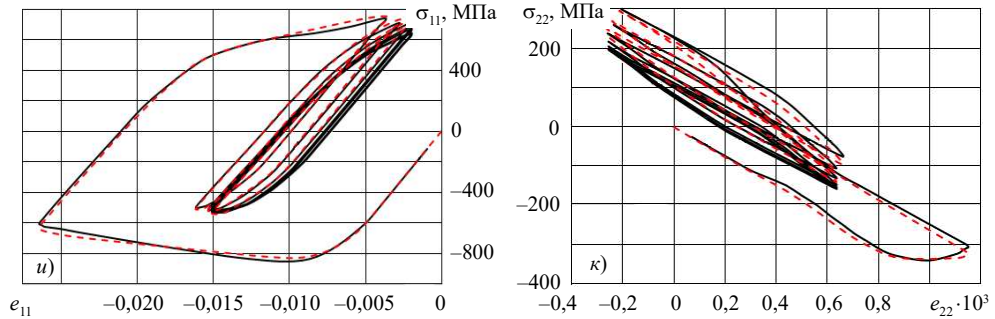


Рис. 16б-к

Вершина выреза Б (коэффициент концентрации 2; режим 2)

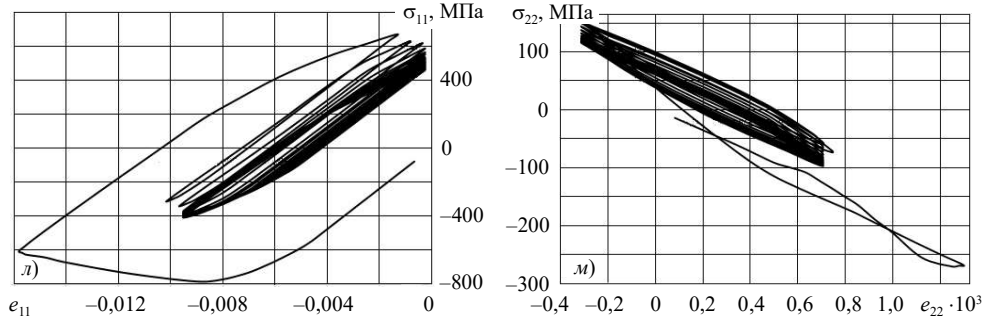
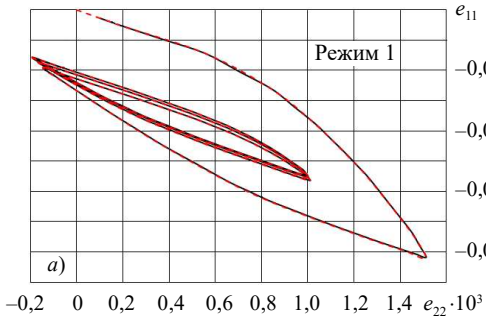
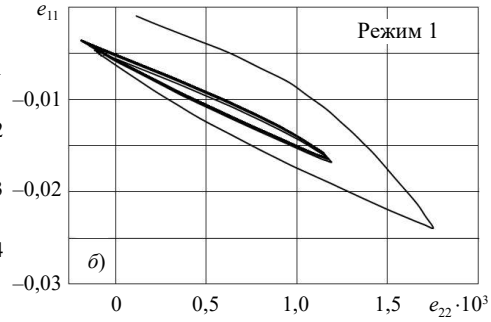


Рис. 16л, м

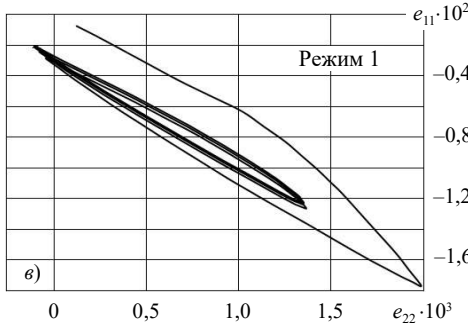
Вершина выреза А (коэф. конц. 2,5)



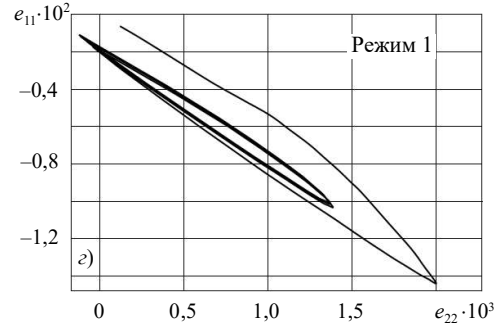
Вершина выреза Б (коэфф. конц. 2)



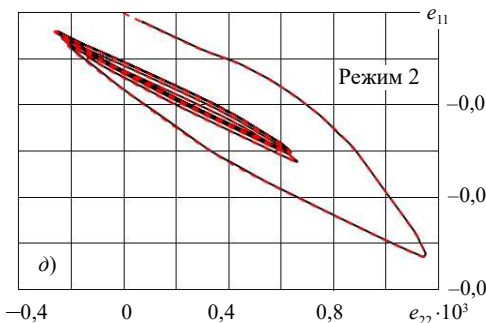
Вершина выреза В (коэф. конц. 1,5)



Вершина выреза Г (коэф. конц. 1,25)



Вершина выреза А (коэф. конц. 2,5)



Вершина выреза Б (коэф. конц. 2)

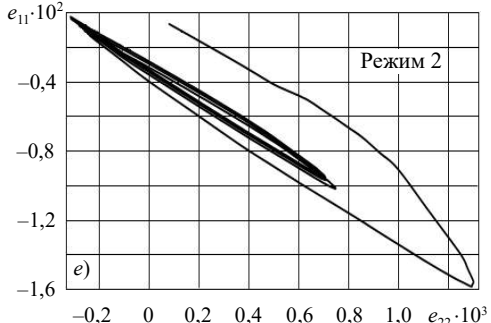


Рис. 17

На рис. 18 представлена «условная» кривая термоциклической усталости, где светлыми точками отмечены результаты численного моделирования, черными – разброс экспериментальных данных, штриховой линией – аппроксимация численных данных.

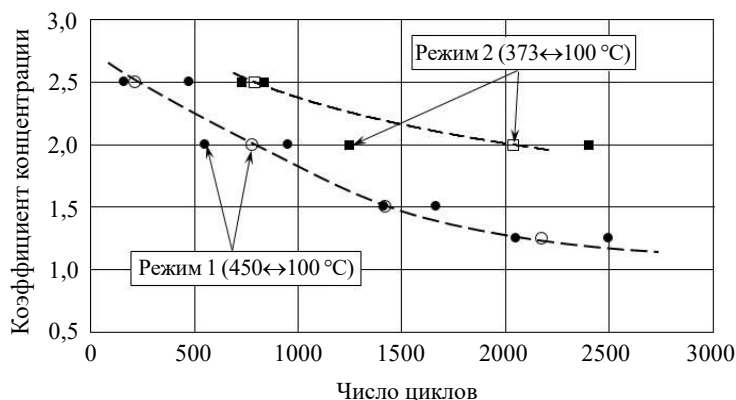


Рис. 18

В таблице 6 приведены результаты сравнения числа циклов до образования макроскопической трещины для режимов термоциклического нагружения 1 (450↔100 °C) и 2 (373↔100 °C).

Таблица 6

Сравнение числа циклов до образования трещины для режимов 1 и 2

Режим нагружения	Коэффициент концентрации напряжений	Экспериментальное число циклов до образования макротрещины (~ 0,3 мм)	Расчетное число циклов до образования макротрещины
450↔100 °C	2,5 (вырез А)	164–477	215
	2 (вырез Б)	552–956	778
	1,5 (вырез В)	1415–1670	1422
	1,25 (вырез Г)	2050–2500	2175
373↔100 °C	2,5 (вырез А)	730–837	791
	2 (вырез Б)	1244–2400	2035

Анализ полученных результатов позволяет сделать вывод, что развитая в ПС EXPMODEL модель циклического термопластического деформирования и накопления усталостных повреждений достоверно описывает экспериментальные результаты и может в дальнейшем быть применена для инженерных расчетов кинетики процесса накопления усталостных повреждений при циклических термомеханических воздействиях.

Заключение

Развита математическая модель механики поврежденной среды, описывающая процессы термопластического деформирования и накопления усталостных повреждений в конструкционных сплавах при деградации начальных прочностных свойств материалов по механизму термической усталости.

Методом численного моделирования и сравнения полученных результатов с опытными данными проведена оценка достоверности определяющих соотношений МПС при термической усталости, которая позволяет сделать вывод о достоверности разви-

тых модельных представлений и точности разработанной методики определения материальных параметров, входящих в указанные соотношения.

Представлены результаты численного анализа ресурсных оценок термической усталостной долговечности компактного образца с концентраторами напряжений, имитирующими работу деталей в сопловой коробке паровой турбины атомной электростанции.

Список литературы

1. Митенков Ф.М., Кайдалов В.Ф., Коротких Ю.Г. и др. *Методы обоснования ресурса ядерных энергетических установок*. М.: Машиностроение, 2007. 445 с.
2. Коллинз Дж. *Повреждение материалов в конструкциях. Анализ. Предсказание. Предотвращение*. М.: Мир, 1984. 624 с.
3. Волков И.А., Коротких Ю.Г. *Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями*. М.: Физматлит, 2008. 424 с.
4. Волков И.А., Игумнов Л.А. *Введение в континуальную механику поврежденной среды*. М.: Физматлит, 2017. 304 с.
5. Hulford G.R. *Low Cycle Thermal Fatigue. Mechanics and Mathematical Methods*. F Thermal stress II. Chapter 6. Elsevier Science Publishers B.V. 1987. P. 329–428.
6. Корум, Сартори. Оценка современной методологии проектирования высокотемпературных элементов конструкций на основе экспериментов по их разрушению. *Теоретические основы инженерных расчетов*. 1988. №1. С. 104–118.
7. Bernard-Connolly M., Biron A., Vue-Quic T. Low-cycle fatigue behaviour and cumulative damage effect of SA-516-70 steel at room and high temperature. *Journal Random Fatigue Life Predictions ASME Publ.* 1980. P. 297–302.
8. Гусенков А.П., Казанцев А.Г. Прочность при малоцикловом и длительном циклическом нагружении и нагреве. *Машиноведение*. 1979. №3. С. 59–65.
9. Lemaitre J. Damage modelling for prediction of plastic or creep fatigue failure in structures. *Transactions on 5th International Conference on SMRiT*. North Holland. 1979. Paper No L5/1b.
10. 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.
11. 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.
12. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *International Journal of Plasticity*. 1989. Vol. 5. No 3. P. 247–302. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(89\)90015-6](https://doi.org/10.1016/0749-6419(89)90015-6).
13. Казаков Д.А., Капустин С.А., Коротких Ю.Г. *Моделирование процессов деформирования и разрушения материалов и конструкций*. Нижний Новгород: Изд-во ННГУ. 1994. 225 с.
14. Волков И.А., Игумнов Л.А., Шишулин Д.Н., Тарасов И.С., Гусева М.А. Оценка усталостной долговечности компактного образца с концентраторами при термоциклическом нагружении в условиях неоднородного напряженного состояния. *Проблемы прочности и пластичности*. 2016. Т. 78. №3. С. 333–349.
15. Волков И.А., Игумнов Л.А., Шишулин Д.Н., Тарасов И.С., Гусева М.А. Численный анализ термоциклической долговечности моделей жаровых труб с различными углами наклона охлаждающих каналов. *Проблемы прочности и пластичности*. 2017. Т. 79. №2. С. 135–148. <https://doi.org/10.32326/1814-9146-2017-79-2-220-233>.
16. Волков И.А., Игумнов Л.А., Шишулин Д.Н., Еремеев В.А. Численное моделирование усталостной долговечности элементов конструкций при термоциклическом нагружении. *Проблемы прочности и пластичности*. 2020. Т. 82. №2. С. 168–188. DOI: 10.32326/1814-9146-2020-82-2-168-188.
17. Митенков Ф.М., Волков И.А., Игумнов Л.А., Коротких Ю.Г. и др. *Прикладная теория пластичности*. М.: Физматлит, 2015. 284 с.

18. Волков И.А., Игумнов Л.А., Коротких Ю.Г. *Прикладная теория вязкопластичности*. Нижний Новгород: Изд-во ННГУ, 2015. 318 с.
19. Трощенко В.Т. Рассеянные усталостные повреждения металлов и сплавов. Сообщение 3. Деформационные энергетические критерии. *Проблемы прочности*. 2006. №1. С. 5–31.
20. Романов А.Н. *Разрушение при малоцикловом нагружении*. М.: Наука, 1988. 279 с.
21. Новожилов В.В., Кадашевич Ю.И., Рыбакина О.Г. Разрыхление и критерий разрушения в условиях ползучести. *ДАН СССР*. 1983. Т. 270. №4. С. 831–835.
22. Гаруд Ё.С. Новый подход к расчету усталости при многоосных нагружениях. *Труды американского общества инженеров-механиков. Теоретические основы инженерных расчетов*. 1982. Т. 103. № 2. С. 41–51.
23. 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.
24. Шевелев Г.А., Травин В.В., Зможный А.И., Денисенко Ю.А. Термоциклическая прочность титанового сплава в деталях энергооборудования. *Титан*. 2022. №1(74). С. 30–39.

References

1. Mitenkov F.M., Kaydalov V.B., Korotkikh Yu.G. et al. *Metody obosnovaniya resursa yadernykh energeticheskikh ustanovok [Methods of Substantiating the Resource of Nuclear Power Plants]*. Moscow. Mashinostroenie Publ. 2007. 445 p. (In Russian).
2. Collins J. *Failure of Materials in Mechanical Design: Analysis, Prediction, Prevention*. New York. John Wiley & Sons. 1981. 672 p.
3. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G. *Uravneniya sostoyaniya vyazkouprugoplasticheskikh sred spovrezhdeniyami [Equations of State of Viscoelastic Plastic Media with Damage]*. Moscow. Fizmatlit Publ. 2008. 424 p. (In Russian).
4. Volkov I.A., Igumnov L.A. *Vvedenie v kontinualnuyu mekhaniku povrezhdennoy sredy [Introduction to the Continuum Mechanics of a Damaged Medium]*. Moscow. Fizmatlit Publ. 2017. 304 p. (In Russian).
5. Hulford G.R. *Low Cycle Thermal Fatigue. Mechanics and Mathematical Methods*. F Thermal stress II. Chapter 6. Elsevier Science Publishers B.V. 1987. P. 329–428.
6. Korum, Sartori. Otsenka sovremennoy metodologii proektirovaniya vysokotemperaturnykh elementov konstruksiy na osnove eksperimentov po ikh razrusheniyu [Evaluation of modern methodology for designing high-temperature structural elements based on experiments on their destruction]. *Teoreticheskie osnovy inzhenernykh raschetov [Journal of Engineering for Industry. Transactions of the ASME. Series B]*. 1988. No 1. P. 104–118 (In Russian).
7. Bernard-Connolly M., Biron A., Bue-Quic T. Low-cycle fatigue behaviour and cumulative damage effect of SA-516-70 steel at room and high temperature. *Journal Random Fatigue Life Predictions ASME Publ.* 1980. P. 297–302.
8. Gusenkov A.P., Kazantsev A.G. Prochnost pri malotsiklovom i dlitelnom tsiklicheskom nagruzhenii i nagreve [Strength at low-cycle and long cyclic loading and heating]. *Mashinovedenie [Machinery Researching]*. 1979. No 3. P. 59–65 (In Russian).
9. 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.
10. Murakami S., Imaizumi T. Mechanical description of creep damage and its experimental verification. *J. Theor. Appl. Mech.* 1982. No 1. P. 743–761.
11. Lemaitre J. A continuous damage mechanics model for ductile fracture. *J. Eng. Mater. Technol.* 1985. Vol. 107. No 1. P. 83–89. DOI: 10.1115/1.3225775.
12. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *Int. J. Plasticity*. 1989. Vol. 5. No 3. P. 247–302. [https://doi.org/10.1016/0749-6419\(89\)90015-6](https://doi.org/10.1016/0749-6419(89)90015-6).
13. Kazakov D.A., Kapustin S.A., Korotkikh Yu.G. *Modelirovanie protsessov deformirovaniya i razrusheniya materialov i konstruksiy [Modeling of processes of deformation and destruction of materials and structures]*. Nizhniy Novgorod. NNGU Publ. 1994. 225 p. (In Russian).
14. Volkov I.A., Igumnov L.A., Shishulin D.N., Tarasov I.S., Guseva M.A. Otsenka ustalostnoy dolgovechnosti kompaktnogo obraztsa s kontsentratorami pri termotsiklicheskom nagruzhenii v usloviyakh neodnorodnogo napryazhennogo sostoyaniya [Assessment of the fatigue life of the

compact sample concentrators at temperature cycling conditions of loading in inhomogeneous stress state]. *Problemy prochnosti i plastichnosti [Problems of Strength and Plasticity]*. 2016. Vol. 78. No 3. P. 333–349 (In Russian).

15. Volkov I.A., Igumnov L.A., Shishulin D.N., Tarasov I.S., Guseva M.A. Chislennyy analiz termotsiklicheskoj dolgovechnosti modeley zharovykh trub s razlichnymi uglami naklona okhlazhdayushchikh kanalov [Numerical analysis of thermal-cyclic life of models of the flue tube with various inclinations of the cooling channels]. *Problemy prochnosti i plastichnosti [Problems of Strength and Plasticity]*. 2017. Vol. 79. No 2. P. 135–148 (In Russian).

16. Volkov I.A., Igumnov L.A., Shishulin D.N., Ereemeev V.A. Chislennoe modelirovanie ustalostnoy dolgovechnosti elementov konstruktsiy pri termotsiklicheskom nagruzhenii. [Numerically modeling fatigue life of structural elements under thermal cyclic loading]. *Problemy prochnosti i plastichnosti [Problems of Strength and Plasticity]*. 2020. Vol. 82. No 2. P. 168–188 (In Russian).

17. Mitenkov F.M., Volkov I.A., Igumnov L.A. et al. *Prikladnaya teoriya plastichnosti [Applied Theory of Plasticity]*. Moscow. Fizmatlit Publ. 2015. 284 p. (In Russian).

18. 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).

19. Troshchenko V.T. Nonlocalized fatigue damage of metals and alloys. Part 3. Strain and energy criteria. *Strength of Materials*. 2006. Vol. 38. Iss. 1. P. 1–19.

20. Romanov A.N. *Razrushenie pri malotsiklovom nagruzhenii [Failure under Low-Cycle Loading]*. Moscow. Nauka Publ. 1988. 279 p. (In Russian).

21. Novozhilov V.V., Kadashevich Yu.I., Rybakina O.G. Razrykhenie i kriteriy razrusheniya v usloviyakh polzuchesti [Plastic dilatation and a fracture criterion under conditions of creep]. *Doklady Akademii nauk SSSR*. 1983. Vol. 270. No 4. P. 831–835 (In Russian).

22. Garud Y.S. A new approach to calculating fatigue under multiaxial loads. *American Society of Mechanical Engineers. Series. Theoretical Foundations of Engineering Calculations*. 1981. Vol. 103. P. 118–125.

23. Bodner S.R., Lindholm W.S. Kriteriy prirashcheniya povrezhdeniya dlya zavisyashchego ot vremeni razrusheniya materialov [Damage increment criterion for time-dependent fracture of materials]. *Trudy Amerikanskogo obshchestva inzhenerov-mekhanikov. Teoreticheskie osnovy inzhenernykh raschetov [American Society of Mechanical Engineers. Series. Theoretical Foundations of Engineering Calculations]*. 1976. Vol. 100. No 2. P. 51–58 (In Russian).

24. Travin V.V., Zmozhnii A.I., Shevelev G.A., Denisenko Yu.A. Termotsiklicheskaya prochnost titanovogo splava v detalyakh energooborudovaniya [Thermocyclic strength of titanium alloy in the details of power equipment]. *Titan*. 2022. No 1(74). P. 30–39 (In Russian).

EVALUATION OF RESOURCE CHARACTERISTICS OF POWER EQUIPMENT PARTS UNDER THERMAL CYCLIC LOADING*

Volkov I.A.¹, Igumnov L.A.¹, Shishulin D.N.², Pichkov S.N.²

¹Research Institute for Mechanics, National Research Lobachevsky State University
of Nizhny Novgorod, Nizhny Novgorod, Russian Federation

²Nizhny Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev,
Nizhny Novgorod, Russian Federation

pmptmvgavt@yandex.ru

Received by the Editor 2022/11/16

The problem of assessing the strength and resource of critical engineering facilities, the operational properties of which are characterized by multiparametric non-stationary thermo-mechanical effects, is discussed. The main degradation mechanisms of structural materials (metals

*The research was supported by Russian Science Foundation (project No 22-19-00138).

and their alloys) characteristic of such objects are considered. The basic requirements for mathematical models of these processes are formulated.

A mathematical model describing the processes of thermoplastic deformation and accumulation of fatigue damage during degradation of the material by the mechanism of thermal fatigue has been developed from the position of mechanics of the damaged medium (MPS). The IPU model consists of three interrelated parts: relations that determine the cyclic thermoplastic behavior of the material, taking into account the dependence on the destruction process; equations describing the kinetics of fatigue damage accumulation; strength criteria of the damaged material.

The variant of the defining relations of thermoplasticity is based on the idea of the yield surface and the principle of gradiency of the velocity vector of plastic deformations to the yield surface at the loading point. This version of the equations of state reflects the main effects of the process of cyclic thermoplastic deformation of the material for arbitrary complex trajectories of combined thermomechanical loading.

The variant of kinetic equations of fatigue damage accumulation is based on the introduction of a scalar damage parameter, is based on energy principles and takes into account the main effects of formation, growth and fusion of microdefects under arbitrary complex loading conditions. As a criterion of the strength of the damaged material, the condition of reaching the critical value of the damage value is used.

To assess the degree of reliability and determine the limits of applicability of the developed defining ratios of MPS, calculations of the processes of thermoplastic deformation and accumulation of fatigue damage were carried out and the numerical results obtained were compared with the data of field experiments on the example of a specific applied problem. A numerical analysis of the characteristic features of the thermal fatigue durability of a compact sample with stress concentrators simulating the operation of parts in the nozzle box of a steam turbine of a nuclear power plant (NPP) is carried out. The results of calculations of fatigue damage accumulation processes during thermal pulsations are compared with experimental data.

It is shown that the developed MPS model qualitatively and with the accuracy necessary for engineering calculations quantitatively describes experimental data and can be effectively used to assess the thermocyclic fatigue durability of structures with multiaxial disproportionate paths of combined thermomechanical loading.

Keywords: thermocyclic fatigue, modeling, mechanics of the damaged medium, stress-strain state, plasticity, damage, fatigue durability, destruction, resource.