

УДК 539.3

ОЦЕНКА РЕСУРСНЫХ ХАРАКТЕРИСТИК КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЕЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ МОДЕЛЕЙ ДЕГРАДАЦИИ, УЧИТЫВАЮЩИХ УСТАЛОСТЬ И ПОЛЗУЧЕСТЬ МАТЕРИАЛА

И. А. Волков, В. В. Егунов*, Л. А. Игумнов*, Д. А. Казаков*,
Ю. Г. Коротких, Ф. М. Митенков**

Волжский государственный университет водного транспорта,
603950 Нижний Новгород, Россия

* Научно-исследовательский институт механики Нижегородского государственного университета им. Н. И. Лобачевского, 603022 Нижний Новгород, Россия

** Опытнo-конструкторское бюро машиностроения им. И. И. Африкантова,
603074 Нижний Новгород, Россия

E-mails: pmptmvgavt@yandex.ru, vegunov@mech.unn.ru, igumnov@mech.unn.ru,
kazakov@mech.unn.ru, KorotkikhYG@gmail.com, MitenkovFM@gmail.com

С использованием уравнений механики поврежденной среды (МПС) развита математическая модель, описывающая процессы вязкопластического деформирования и накопления повреждений в конструкционных сталях с учетом усталости и ползучести материала. Предложена модель суммирования повреждений при взаимодействии малоциклового усталости и ползучести материала. Определены материальные параметры и скалярные функции уравнений МПС. Численно исследованы процессы вязкопластического деформирования и накопления усталостных повреждений в конструкционных сталях марок 08X18H10T, 12X18H9, проведено сравнение полученных результатов с данными натурных экспериментов.

Ключевые слова: пластичность, ползучесть, малоцикловая усталость, долговечность, механика поврежденной среды, базовый эксперимент, материальные параметры, поврежденность, разрушение.

DOI: 10.15372/PMTF20150609

Введение. Особенностью работы элементов конструкций, разрушающихся в результате малоциклового усталости (МЦУ), является нестационарность теплового и силового нагружения, которая определяет циклический характер процесса вязкопластического деформирования материала в зонах концентрации напряжений, включающего выдержки различной длительности при различных значениях напряжения и температуры [1]. Циклический характер вязкопластической деформации обуславливает интенсивное накопление повреждений, вызванное появлением, ростом и слиянием микродефектов, приводящими

Работа выполнена при частичной финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ в рамках Федеральной целевой программы "Исследования и разработки по приоритетным направлениям развития научно-технологического комплекса России на 2014–2020 гг." (соглашение № 14.578.21.0036, код RFMEFI57814X0036), а также Российского научного фонда (код проекта 14-09-01096).

© Волков И. А., Егунов В. В., Игумнов Л. А., Казаков Д. А., Коротких Ю. Г., Митенков Ф. М., 2015

к разрушению материала за ограниченное ($10^2 \div 10^4$) число циклов нагружения. Основными факторами, влияющими на процесс накопления повреждений, являются история процесса вязкопластического деформирования (форма цикла, вид траектории деформирования), изменение температуры T (форма температурного цикла, максимальная температура в цикле T_{\max}), время нагружения (продолжительность цикла, время выдержки). Экспериментальные результаты исследования малоциклового неизотермического усталости [2] свидетельствуют о том, что при термоциклическом нагружении с различной длительностью циклов характер разрушения различается вследствие различия комбинаций двух основных процессов повреждения: процесса повреждения, вызванного ползучестью материала и развивающегося в основном по границам зерен (межкристаллитное разрушение), и процесса повреждения, вызванного упругопластической деформацией (транскристаллитное разрушение). В циклах с длительными выдержками при высоких температурах и больших амплитудах напряжений преобладает разрушение первого типа. При высокочастотных пилообразных циклах прочность материала определяется его сопротивлением малоцикловому разрушению (второй тип разрушения). В промежуточной области нагружения на прочность материала влияют оба процесса повреждения материала [2].

Поскольку процессы накопления повреждений связаны с кинетикой напряженно-деформированного состояния, точность расчетных оценок прочности и ресурса конструктивных элементов зависит от того, насколько точно определяющие соотношения описывают процессы деформирования опасных зон элементов конструкций в заданных условиях эксплуатации. Такие параметры процесса вязкопластического деформирования, как траектория деформирования, вид напряженного состояния, история его изменения и др., существенно влияют на скорость накопления повреждений [3–6].

Ресурс элементов конструкций, работающих в условиях повышенных температур T ($T > 0,5T_{\text{пл}}$, где $T_{\text{пл}}$ — температура плавления) и циклических механических воздействий, определяется в основном процессами МЦУ и накопления повреждений в результате ползучести, которые приводят к одному из наиболее опасных типов разрушения — хрупкому разрушению конструкций, изготовленных из пластичных материалов.

Особенностью разрушения элементов конструкций при МЦУ является постепенное накопление повреждений вследствие циклическости пластических деформаций в зонах концентрации повреждений при большом общем запасе прочности [7, 8].

Зависимость долговечности материала от длительности (частоты) цикла и от наличия выдержек напряжения в цикле при повышенных постоянных или меняющихся температурах $T = (0,35 \div 0,70)T_{\text{пл}}$ обусловлена накоплением повреждений вследствие развития деформаций ползучести.

Существующие стандартные методы оценки ресурса элементов конструкций не учитывают реальные процессы, происходящие в материале. Расчет по теории упругости, используемый при такой оценке, не позволяет учесть реальные характеристики процесса вязкопластического деформирования материала, от которых в значительной степени зависит ресурс элементов конструкций. В общем случае при оценке прочности конструкций необходимо учитывать время и историю нагружения. Тогда критерий разрушения будет связан с определяющими соотношениями, описывающими процесс разрушения.

Многочисленные систематические исследования закона линейного суммирования повреждений показали, что в общем случае при переменных нагрузках и температуре применение этого закона может привести к существенному как завышению, так и занижению расчетных значений долговечности.

В данной работе предложен метод оценки ресурса элементов конструкции на основе уравнений термовязкопластичности, уравнений накопления повреждений и критериев разрушения и выполнено его обоснование: проведены соответствующие натурные экспе-

рименты с лабораторными образцами и численный анализ процессов деформирования и разрушения элементов конструкций в условиях эксплуатации.

1. Определяющие соотношения механики поврежденной среды. Модель поврежденной среды при взаимодействии усталости и ползучести материала состоит из соотношений, определяющих вязкопластическое поведение материала с учетом зависимости параметров напряженно-деформированного состояния от процесса разрушения; уравнений, описывающих кинетику накопления повреждений; критерия прочности поврежденного материала [9–12].

1.1. *Соотношения термовязкопластичности.* Определяющие соотношения термовязкопластичности основаны на следующих положениях:

— тензоры деформаций e_{ij} и скоростей деформаций \dot{e}_{ij} представляют собой сумму “мгновенной” и “временной” составляющих; “мгновенная” составляющая тензора деформаций включает упругие деформации e_{ij}^e, \dot{e}_{ij}^e (не зависящие от истории нагружения и определяемые конечным состоянием процесса) и пластические e_{ij}^p, \dot{e}_{ij}^p (зависящие от истории нагружения), приращения пластических компонент тензора деформаций, в отличие от деформаций ползучести e_{ij}^c, \dot{e}_{ij}^c , не зависят от температуры и внешних нагрузок;

— начальная поверхность текучести при различных значениях температуры описывается поверхностью Мизеса, эволюция поверхности текучести определяется изменением ее радиуса C_p и перемещением ее центра ρ_{ij} ;

— справедлив принцип ортогональности вектора скорости пластических деформаций поверхности текучести в точке нагружения;

— изменение объема тела определяется только упругими деформациями: $e_{ii}^p = e_{ii}^c \equiv 0$;

— в пространстве напряжений существует поверхность ползучести радиусом C_c , к которой по нормали направлен вектор скорости деформации ползучести;

— рассматриваются изначально изотропные среды;

— учитывается только анизотропия, вызванная процессами необратимого деформирования.

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

$$\begin{aligned} \sigma &= 3K[e - \alpha(T - T_0)], & \sigma'_{ij} &= 2Ge'_{ij}, & e'_{ij} &= e'_{ij} - e_{ij}^p - e_{ij}^c, \\ \dot{\sigma} &= 3K[\dot{e} - (\dot{\alpha}T)] + \dot{K}\sigma/K, & \dot{\sigma}'_{ij} &= 2G\dot{e}'_{ij} + \dot{G}\sigma'_{ij}/G. \end{aligned} \quad (1)$$

Здесь $\sigma, \dot{\sigma}, e, \dot{e}$ и $\sigma'_{ij}, \dot{\sigma}'_{ij}, e'_{ij}, \dot{e}'_{ij}$ — шаровые и девиаторные составляющие тензоров напряжений σ_{ij} , деформаций e_{ij} и их скоростей $\dot{\sigma}_{ij}, \dot{e}_{ij}$ соответственно; T — температура; T_0 — начальная температура; $K(T)$ — модуль объемного сжатия; $G(T)$ — модуль сдвига; $\alpha(T)$ — коэффициент линейного температурного расширения материала.

Процессы монотонного и циклического деформирования в пространстве напряжений учитываются с помощью поверхности текучести, уравнение которой имеет вид

$$F_s = S_{ij}S_{ij} - C_p^2 = 0, \quad S_{ij} = \sigma'_{ij} - \rho_{ij}. \quad (2)$$

Для описания сложных циклических режимов деформирования в пространстве напряжений вводится поверхность циклической “памяти”. Уравнение поверхности “памяти”, позволяющее при расчетах отделить монотонные процессы деформирования от циклических, записывается в виде

$$F_\rho = \rho_{ij}\rho_{ij} - \rho_{\max}^2 = 0, \quad (3)$$

где ρ_{\max} — максимальный модуль переменной ρ_{ij} при нагружении.

Для радиуса поверхности текучести принимаются эволюционные уравнения вида [2]

$$\dot{C}_p = [q_\chi H(F_\rho) + a(Q_s - C_p)\Gamma(F_\rho)]\dot{\chi} + q_3\dot{T}; \quad (4)$$

$$C_p = C_p^0 + \int_0^t \dot{C}_p dt, \quad \dot{\chi} = \left(\frac{2}{3} \dot{\epsilon}_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p \right)^{1/2}, \quad \chi_m = \int_0^t \dot{\chi} H(F_\rho) dt, \quad \chi = \int_0^t \dot{\chi} dt; \quad (5)$$

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

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

$$H(F_\rho) = \begin{cases} 1, & F_\rho = 0, \rho_{ij}^p \dot{\rho}_{ij}^p > 0, \\ 0, & F_\rho < 0 \text{ или } \rho_{ij}^p \dot{\rho}_{ij}^p \leq 0, \end{cases} \quad \Gamma(F_\rho) = 1 - H(F_\rho), \quad (8)$$

где q_1, q_2, q_3 — модули изотропного упрочнения, соответствующие монотонным лучевым путям нагружения (q_1), излому траектории деформирования на угол, равный 90° (q_2), и изменению радиуса поверхности текучести в зависимости от температуры (q_3); q_χ — модуль изотропного упрочнения при монотонном деформировании; $0 \leq \psi_1 \leq 1, 0 \leq \psi_2 \leq 1$ — параметры, корректирующие влияние модулей q_1, q_2, Q_1, Q_2 на изотропное упрочнение материала; a — постоянная, определяющая скорость процесса стабилизации формы петли гистерезиса циклического деформирования материала; Q_s — стационарное значение радиуса поверхности текучести при заданных ρ_{\max} и T ; χ, χ_m — длины траекторий пластического деформирования материала при циклическом и монотонном нагружениях; C_p^0 — начальное значение радиуса поверхности текучести.

Первый член уравнения (4) описывает изотропное упрочнение в результате монотонного пластического деформирования ($H(F_\rho) = 1, \Gamma(F_\rho) = 0$), второй член — циклическое упрочнение материала ($H(F_\rho) = 0, \Gamma(F_\rho) = 1$), 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 $H(F_\rho)$ и $\Gamma(F_\rho)$ позволяют автоматически провести разделение процессов монотонного и циклического деформирования.

Уравнение для смещения поверхности текучести основано на гипотезе А. А. Ильюшина о запаздывании векторных свойств. Переменная ρ_{ij} , учитывающая анизотропию упрочнения пластического деформирования, удовлетворяет эволюционному уравнению [2]

$$\dot{\rho}_{ij}^p = g_1 \dot{\epsilon}_{ij}^p - g_2 \rho_{ij} \dot{\chi} - g_3 \rho_{ij} \dot{T}, \quad \rho_{ij} = \int_0^t \dot{\rho}_{ij} dt, \quad (9)$$

где $g_1 > 0, g_2 > 0, g_3 > 0$ — модули анизотропного упрочнения.

Первый и второй члены уравнения (9) характеризуют анизотропную составляющую деформационного упрочнения, а третий — изменение ρ_{ij} в результате воздействия температуры T . Уравнение (9) описывает известный пространственный эффект Баушингера и анизотропию векторных свойств при изменении направления деформирования (изломе траектории деформирования). Введение второго члена в это соотношение моделирует исчезающую “память” переменной ρ_{ij} (скорость изменения ρ_{ij} является разностью двух составляющих $g_1 \dot{\epsilon}_{ij}^p$ и $g_2 \rho_{ij} \dot{\chi}$).

Для описания поведения поверхности “памяти” необходимо сформулировать эволюционное уравнение для ρ_{\max} :

$$\dot{\rho}_{\max} = \frac{\rho_{ij} \dot{\rho}_{ij} H(F_\rho)}{(\rho_{mn} \rho_{mn})^{1/2}} - g_2 \rho_{\max} \dot{\chi} - g_3 \rho_{\max} \dot{T}. \quad (10)$$

Здесь и далее для любой величины \dot{B} , заключенной в угловые скобки, выполняются условия

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

Материальные параметры, входящие в выражения (4)–(10), определяются в экспериментах:

— q_1, q_3, g_1, g_2, g_3 — при одноосном растяжении-сжатии цилиндрических трубчатых образцов по специальным циклическим программам испытаний [13, 14];

— Q_1 — при блочном циклическом симметричном нагружении с заданной амплитудой деформаций в каждом блоке до момента стабилизации петли гистерезиса для каждого значения амплитуды деформаций;

— параметр a — из условия наилучшей аппроксимации экспериментальных данных о стремлении C_p к установившемуся состоянию;

— q_2 — при сложном нагружении: растяжении до некоторого значения e_{11}^{p*} и последующем кручении с построением траектории напряжений в пространстве σ_{11} – σ_{12} ;

— Q_2 — при двухблочном циклическом деформировании с одной и той же заданной амплитудой деформаций до момента стабилизации петли гистерезиса в каждом блоке (первый блок — симметричное циклическое растяжение-сжатие, второй — последующее циклическое симметричное нагружение образца кручением).

Если величина напряжений, температура и скорость нагружения таковы, что эффекты ползучести существенны, параметры процесса деформирования материала должны определяться с учетом процесса ползучести на этапе нагружения. Для установления связи между тензором скорости деформации ползучести \dot{e}_{ij}^c и девиатором напряжений σ'_{ij} предполагается, что уравнение потенциальной функции ползучести имеет вид

$$F_c = \sigma'_{ij}\sigma'_{ij} - C_c^2 = 0, \quad (11)$$

где σ'_{ij} — совокупность напряженных состояний, соответствующих начальной скорости ползучести; $C_c = C_c(\chi_c, T)$ — экспериментально определяемая скалярная функция переменных χ_c, T .

Из условия ортогональности вектора скорости деформации ползучести поверхности (11) следует

$$\dot{e}_{ij}^c = \lambda_c \left(\frac{\sigma_{\text{н}} - C_c}{C_c} \right)^m \frac{\sigma'_{ij}}{\sigma_{\text{н}}}. \quad (12)$$

Здесь $\sigma_{\text{н}} = (\sigma'_{ij}\sigma'_{ij})^{1/2}$ — интенсивность тензора напряжений; λ_c — коэффициент пропорциональности (функция температуры и параметр); m — экспериментально определяемый параметр материала.

Выражение для интенсивности тензора скорости деформации ползучести имеет вид

$$\dot{e}_{\text{н}}^c = \sqrt{\dot{e}_{ij}^c \dot{e}_{ij}^c} = \lambda_c \left(\frac{\sigma_{\text{н}} - C_c}{C_c} \right)^m. \quad (13)$$

С учетом этого длина траектории деформации ползучести равна

$$\dot{\chi}_c = \sqrt{\frac{2}{3}} (\dot{e}_{ij}^c \dot{e}_{ij}^c)^{1/2} = \sqrt{\frac{2}{3}} \dot{e}_{\text{н}}^c = \sqrt{\frac{2}{3}} \lambda_c \left(\frac{\sigma_{\text{н}} - C_c}{C_c} \right)^m, \quad \chi_c = \int_0^t \dot{\chi}_c dt. \quad (14)$$

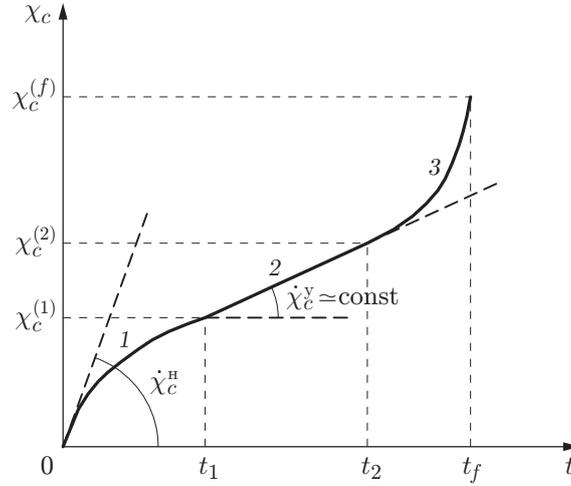


Рис. 1. Зависимость длины траектории деформации ползучести χ_c от времени t ($\sigma_{\text{н}} = \text{const}$):
 1 — $0 < \chi_c < \chi_c^{(1)}$, 2 — $\chi_c^{(1)} < \chi_c < \chi_c^{(2)}$, 3 — $\chi_c > \chi_c^{(2)}$

Зависимость χ_c от времени процесса t при постоянной интенсивности тензора напряжений $\sigma_{\text{н}} = \text{const}$ в случае многоосного деформирования по лучевой траектории представлена на рис. 1. На кривой $\chi_c \sim t$ можно выделить три участка: 1) участок неустановившейся ползучести ($0 < \chi_c < \chi_c^{(1)}$), на котором скорость деформации ползучести убывает; 2) участок установившейся ползучести ($\chi_c^{(1)} < \chi_c < \chi_c^{(2)}$), на котором скорость деформации ползучести приблизительно постоянна: $\dot{\chi}_c \simeq \text{const}$; 3) участок неустановившейся ползучести ($\chi_c > \chi_c^{(2)}$), на котором скорость деформации ползучести резко возрастает (предшествует разрушению).

Длина участков зависит от величины $\sigma_{\text{н}}$.

При одноосном растяжении-сжатии образца имеем

$$\sigma_{\text{н}} = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_{11}, \quad C_c = \sqrt{\frac{2}{3}} \sigma_c, \quad \frac{\sigma_{\text{н}} - C_c}{C_c} = \frac{\sigma_{11} - \sigma_c}{\sigma_c}; \quad (15)$$

$$\dot{e}_{11}^c = \frac{\sqrt{2}}{3} \lambda_c \left(\frac{\sigma_{11} - \sigma_c}{\sigma_c} \right)^m, \quad \chi_c^{(1)} = e_{11}^{c(1)}, \quad \chi_c^{(2)} = e_{11}^{c(2)}, \quad \dot{\chi}_c = \dot{e}_{11}^c, \quad (16)$$

где σ_c — минимальное значение напряжения σ_{11} , ниже которого процессом ползучести можно пренебречь (функция температуры T). В этом случае диаграмма $\chi_c \sim t$ эквивалентна диаграмме $e_{11}^c \sim t$.

На участке $0 < \chi_c < \chi_c^{(1)}$ ($0 \leq e_{11}^c \leq e_{11}^{c(1)}$) скорость деформации ползучести равна

$$\dot{e}_{11}^c = \begin{cases} \dot{e}_{11}^{\text{н}}, & e_{11}^c = 0, \\ \dot{e}_{11}^{\text{у}}, & e_{11}^c = e_{11}^{c(1)} \end{cases}$$

(индексы “н”, “у” соответствуют началу процесса деформирования и установившейся стадии ползучести).

На участке $\chi_c^{(1)} < \chi_c < \chi_c^{(2)}$ ($e_{11}^{c(1)} \leq e_{11}^c \leq e_{11}^{c(2)}$) коэффициент пропорциональности равен

$$\lambda_c^{(2)} = \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\dot{e}_{11}^{\text{у}}}{((\sigma_{11} - \sigma_c)/\sigma_c)^m}. \quad (17)$$

Следовательно,

$$\lambda_c^{(1)} = \lambda_c^{(2)} \left(\frac{\dot{e}_{11}^H}{e_{11}^Y} \right)^{(e_{11}^c - e_{11}^{c(1)})/e_{11}^{c(1)}}. \quad (18)$$

Обобщая полученные соотношения на неоднородный случай, имеем

$$\dot{e}_{ij}^c = \lambda_c \left(\frac{\sigma_{ii} - C_c}{C_c} \right)^m \frac{\sigma'_{ij}}{\sigma_{ii}}, \quad (19)$$

где

$$\lambda_c = \begin{cases} 0, & \sigma_{ii} \leq C_c \text{ или } \chi_c = 0, \\ \lambda_c^{(1)}, & 0 \leq \chi_c \leq \chi_c^{(1)}, \\ \lambda_c^{(2)}, & \chi_c^{(1)} \leq \chi_c \leq \chi_c^{(2)}. \end{cases}$$

На участке $\chi_c > \chi_c^{(2)}$ (начало разрушения) скорость деформации ползучести равна

$$\dot{e}_{ij}^c = \frac{\lambda_c^{(2)}}{1 - \omega} r_c \left(\frac{\sigma_{ii} - C_c}{C_c} \right)^m \frac{\sigma'_{ij}}{\sigma_{ii}}, \quad (20)$$

где ω — поврежденность материала; r_c — параметр материала.

Для нахождения материальных параметров соотношений термползучести (11)–(20) определяются базовые температуры T_j , при которых наблюдаются процессы ползучести для данного материала. Для каждой базовой температуры проводятся испытания на знакопеременное нагружение образца с выдержками при $\sigma_{11} = \text{const}$, в течение которых определяются параметры кривой ползучести $e_{11}^c(t)$. С использованием соотношений (17)–(20) вычисляются материальные параметры термползучести.

Уравнения (11)–(20) описывают неустановившиеся и установившиеся стадии ползучести, соответствующие различным участкам кривой ползучести при различных значениях напряжения, а также основные особенности процесса ползучести при знакопеременном напряжении. Связь уравнений ползучести (11)–(20) с уравнениями (1)–(10), описывающими “мгновенные” пластические деформации, устанавливается на этапе нагружения с помощью девиатора напряжений σ'_{ij} и соответствующего алгоритма определения \dot{e}_{ij}^c и \dot{e}_{ij}^p на этапе нагружения при выполнении определенных соотношений между “временными” и “мгновенными” скалярными и тензорными величинами.

В общем случае напряжения, пластические деформации и деформации ползучести определяются путем интегрирования уравнений термползучести (11)–(20) четырехточечным методом Рунге — Кутты, включающим коррекцию девиатора напряжений и последующее определение напряжений по уравнениям термопластичности (1)–(11) с учетом средней скорости деформации ползучести в момент времени $t^{n+1} = t^n + \Delta t$.

1.2. *Эволюционные уравнения накопления повреждений.* С использованием результатов экспериментального и теоретического анализа процессов поврежденности материала представим эволюционное уравнение накопления повреждений в элементарном объеме материала в общем виде [9–12, 15–18]

$$\dot{\omega} = f_1(\theta) f_2(\beta) f_3(\omega) f_4(Z) \langle \dot{Z} \rangle, \quad (21)$$

где функция $f_1(\theta)$ учитывает кривизну траектории деформирования, $f_2(\beta)$ — вид напряженного состояния, $f_3(\omega)$ — уровень накопленной поврежденности, $f_4(Z)$ — накопленную относительную энергию, затраченную на образование дефектов.

Уточняя соотношение (21) для случая усталости, получаем уравнение накопления повреждений [10]

$$\dot{\omega}_p = \frac{\alpha_p + 1}{r_p + 1} f(\beta) Z_p^{\alpha_p} (1 - \omega_p)^{-r_p} \langle \dot{Z}_p \rangle; \quad (22)$$

$$Z_p = \frac{W_p - W_a}{W_p^f - W_a}, \quad \langle \dot{Z}_p \rangle = \frac{\langle \dot{W}_p \rangle}{W_p^f - W_a}, \quad \dot{W}_p = \rho_{ij}^p \dot{\epsilon}_{ij}^p, \quad f_p(\beta) = \exp(k_p \beta). \quad (23)$$

Поскольку в настоящее время отсутствуют достаточно надежные систематизированные экспериментальные данные, характеризующие ползучесть материалов вплоть до разрушения в необходимом диапазоне рабочих нагрузок и температур, эволюционное уравнение ползучести необходимо сформулировать в наиболее простой форме [10]

$$\dot{\omega}_c = \frac{\alpha_c + 1}{r_c + 1} f(\beta) Z_c^{\alpha_c} (1 - \omega_c)^{-r_c} \langle \dot{Z}_c \rangle; \quad (24)$$

$$Z_c = \frac{W_c}{W_c^f}, \quad \langle \dot{Z}_c \rangle = \frac{\langle \dot{W}_c \rangle}{W_c^f}, \quad \dot{W}_c = \sigma'_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^c, \quad f_c(\beta) = \exp(k_c \beta). \quad (25)$$

В (22)–(25) ω_c, ω_p — величины поврежденности при ползучести и МЦУ соответственно; W_c^f, W_p^f — значения энергий, при которых образуется макроскопическая трещина в случаях ползучести и усталости соответственно; $f(\beta)$ — функция параметра вида напряженного состояния $\beta = \sigma/\sigma_{и}$; W_p, W_c — энергия, расходуемая на образование рассеянных усталост-

ных повреждений при МЦУ и ползучести соответственно: $W_p = \int_0^t \dot{W}_p dt$, $W_c = \int_0^t \dot{W}_c dt$;

W_a — значение W_p в конце фазы зарождения микродефектов при МЦУ; $k_c, k_p, \alpha_c, \alpha_p, r_c, r_p$ — материальные параметры, зависящие от температуры T .

Одной из основных проблем, возникающих при одновременном развитии поврежденности при усталости ω_p и ползучести ω_c , является описание их взаимодействия с функциональной зависимостью для ω . Учет двухстадийности процесса накопления повреждений при малоцикловой усталости позволяет, сохраняя аддитивность суммирования повреждений, достоверно описывать накопленную поврежденность как при МЦУ в результате многоуровневого нагружения, так и при взаимодействии усталости и ползучести. Поскольку при МЦУ повреждения суммируются только после фазы зарождения ($W_p \geq W_a$), соотношение для $\dot{\omega}$ можно записать в виде

$$\dot{\omega} = H \left(\frac{W_p}{W_a} - 1 \right) \dot{\omega}_p + \dot{\omega}_c,$$

где H — функция Хевисайда:

$$H = \begin{cases} 1, & W_p \geq W_a, \\ 0, & W_p < W_a. \end{cases}$$

Если материал сначала подвергается ползучести, а затем деформируется до разрушения в результате МЦУ, то остаточная долговечность в фазе распространения повреждений при МЦУ уменьшается на величину, равную величине поврежденности на стадии ползучести. Однако, прежде чем в материале начнется фаза распространения повреждений при усталости, необходимо реализовать фазу их зарождения.

Если материал подвергается циклическому деформированию с выдержками различной длительности, то процессы накопления повреждений ω_p и ω_c происходят одновременно, однако их взаимодействие смещено по времени вследствие наличия фазы зарождения повреждений при МЦУ. При наличии поврежденности ω_c , накопленной при выдержках, число циклов до разрушения меньше, чем в случае “чистой” МЦУ, что подтверждается экспериментально. При различных видах напряженного состояния скорость накопления повреждений при выдержках в полуциклах растяжения и сжатия различается.

1.3. *Критерий прочности поврежденного материала.* В качестве критерия завершения фазы развития рассеянных микрповреждений (стадии образования макротрещины) принимается условие достижения критического значения величины поврежденности

$$\omega = \omega_f \leq 1. \quad (26)$$

Интегрируя эволюционные уравнения накопления повреждений (21)–(24) совместно с определяющими соотношениями термовязкопластичности (1)–(20) и критерием разрушения (26), по известной истории термомеханического нагружения в данном элементарном объеме материала можно определить момент образования макроскопической трещины при взаимодействии усталости и ползучести материала.

2. Результаты численных расчетов. Ниже выполнена оценка адекватности определяющих соотношений механики поврежденной среды (МПС) при взаимодействии усталости и ползучести материала. Суть оценки заключается в численном моделировании кинетики напряженно-деформированного состояния и накопления усталостных повреждений в рабочей части образцов с использованием экспериментально полученных материальных параметров и скалярных функций для сталей марок 08X18H10T и 12X18H9.

Сначала проведем оценку достоверности определяющих соотношений МПС при блочных режимах малоциклового нагружения. Зависимости для материальных параметров стали марок 08X18H10T в уравнениях МПС ($q_2, q_T, g_1, g_2, g_3, a, \alpha_p, r_p, k, W_p^f, W_a$) определены на основе экспериментов, выполненных с использованием экспериментально-теоретической методики [13, 14], и приведены в работе [10]. Расчетные значения числа циклов до зарождения макротрещины при двухблочном циклическом нагружении приведены в таблице. На рис. 2 представлена экспериментальная кривая МЦУ для стали марки 08X18H10T, а также расчетные данные, полученные при интегрировании уравнений МПС. Видно, что экспериментальные и расчетные данные хорошо согласуются.

Экспериментальные и расчетные данные об усталостной долговечности стали марки 08X18H10T при блочных режимах малоциклового нагружения

Режим нагружения	$e_{11}^p, \%$		N_f^3	N_f	ω
	Блок 1	Блок 2			
1	0,2 ($N = 1400$)	0,6	1625	1644	1,58
2	0,6 ($N = 130$)	0,2	625	643	0,75

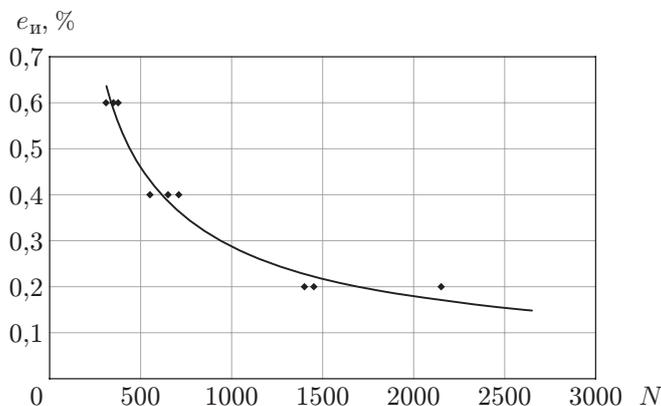


Рис. 2. Зависимость числа циклов до разрушения от амплитуды интенсивности пластических деформаций для стали марки 08X18H10T:

точки — экспериментальные данные, линия — результаты расчетов

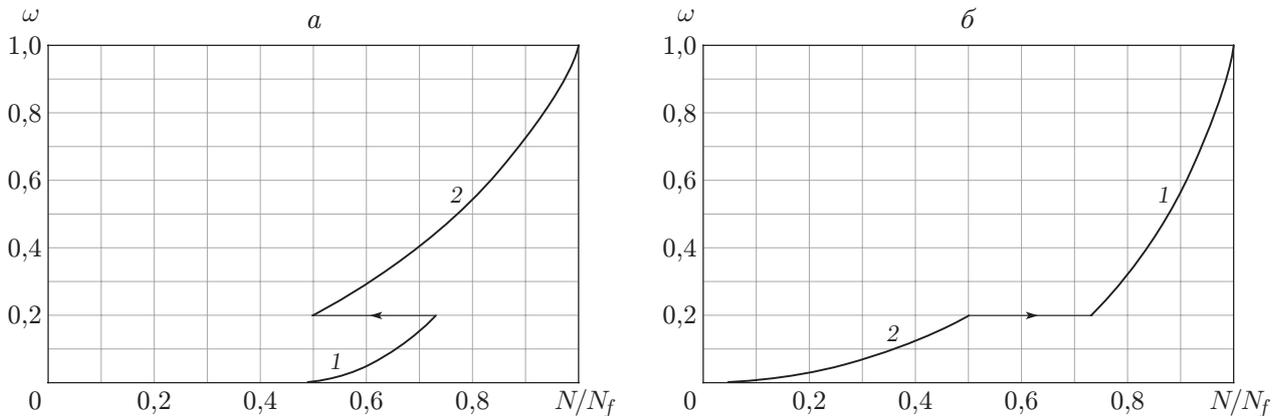


Рис. 3. Расчетные зависимости поврежденности материала от относительного числа циклов нагружения в первом (а) и втором (б) режимах:
 1 — $e_{11}^p = 0,2 \%$, 2 — $e_{11}^p = 0,6 \%$

На рис. 3 представлены расчетные зависимости поврежденности материала от относительного числа циклов нагружения N/N_f для двух блочных режимов нагружения.

В условиях двухблочного циклического нагружения в первом режиме при возрастании амплитуды со значения $e_{11}^p = 0,2 \%$ до значения $e_{11}^p = 0,6 \%$ число циклов равно $N = 1400$ и при $\omega \approx 0,2$ происходит переход с кривой 1 на кривую 2 (см. рис. 3, а). Расчетное суммарное количество циклов до разрушения ($\omega_f = 1$) равно $N_f \simeq 1644$, что соответствует осредненному значению числа циклов до разрушения $N_f^3 = 1625$, полученному по результатам испытания трех образцов. С использованием правила линейного суммирования повреждений получаем

$$\omega = \sum \frac{N_i}{N_{fi}} \approx 1,58 > 1.$$

Таким образом, при увеличении амплитуды деформаций гипотеза линейного суммирования повреждений Пальмгрена — Майнера дает значение ω , большее единицы.

В условиях двухблочного циклического нагружения во втором режиме при уменьшении амплитуды со значения $e_{11}^p = 0,6 \%$ до значения $e_{11}^p = 0,2 \%$ число циклов равно $N = 130$ и при $\omega \approx 0,2$ происходит переход с кривой 2 на кривую 1. Расчетное суммарное количество циклов до разрушения ($\omega_f = 1$), равное $N_f \simeq 643$, согласуется с экспериментально полученным значением $N_f^3 = 625$. С использованием правила линейного суммирования повреждений в этом случае получаем

$$\omega = \sum \frac{N_i}{N_{fi}} \approx 0,75 < 1.$$

Таким образом, при уменьшении амплитуды деформаций гипотеза линейного суммирования повреждений дает значение ω , меньшее единицы.

Указанные закономерности представлены на рис. 4 и качественно согласуются с аналогичными зависимостями, полученными в работе [19] для ряда конструкционных сталей.

Сравнение результатов численных расчетов и экспериментальных данных, полученных при различных блочных режимах малоциклового нагружения, позволяет сделать вывод о достоверности определяющих соотношений МПС при МЦУ. Использование подхода, основанного на правиле линейного суммирования повреждений Пальмгрена — Майнера, при расчетах долговечности может приводить как к завышенной, так и к заниженной оценке, что подтверждается экспериментально и теоретически [19, 20].

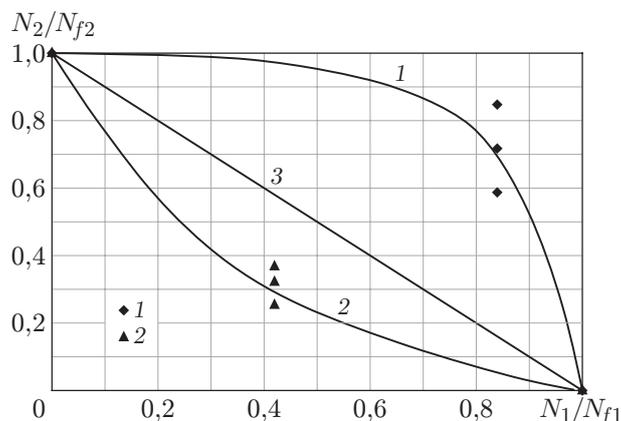


Рис. 4. Закономерности суммирования повреждений для двух блоков нагружения: линии — результаты расчета, точки — экспериментальные данные для трех образцов; 1 — суммирование повреждений при увеличении амплитуды деформаций, 2 — суммирование повреждений при уменьшении амплитуды деформаций, 3 — закон Пальмгрена — Майнера

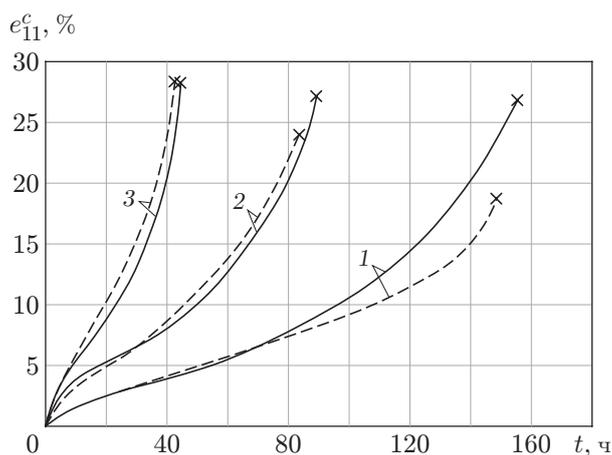


Рис. 5. Кривые ползучести при различных значениях напряжений: 1 — $\sigma_{11} = 200$ МПа, 2 — $\sigma_{11} = 220$ МПа, 3 — $\sigma_{11} = 240$ МПа; сплошные линии — экспериментальные данные, штриховые — результаты численного моделирования, точки — моменты разрушения образцов

Проведены также расчеты ползучести образцов из стали марки 12Х18Н9 при одноосном растяжении для напряжений $\sigma_{11} = 200, 220, 240$ МПа при температуре $T = 650$ °С (рис. 6). Параметры эволюционного уравнения накопления повреждений вследствие ползучести r_c, α_c, W_c определены с использованием экспериментальных данных при $\sigma_{11} = 220$ МПа [21]. Физико-механические характеристики стали марки 12Х18Н9 приведены в [14].

На рис. 5 представлены результаты численного моделирования кривых ползучести и экспериментальные данные. Видно, что для всех трех участков кривых ползучести результаты расчетов и экспериментальные данные качественно согласуются.

Для проверки достоверности модели термовязкопластичности и разработанного алгоритма интегрирования определяющих соотношений был проведен численный эксперимент по “жесткому” деформированию лабораторного образца из стали марки 12Х18Н9.

На рис. 6 показаны экспериментальная и расчетная диаграммы деформирования стали марки 12Х18Н9 при “жестком” нагружении при температуре $T = 650$ °С по следующему

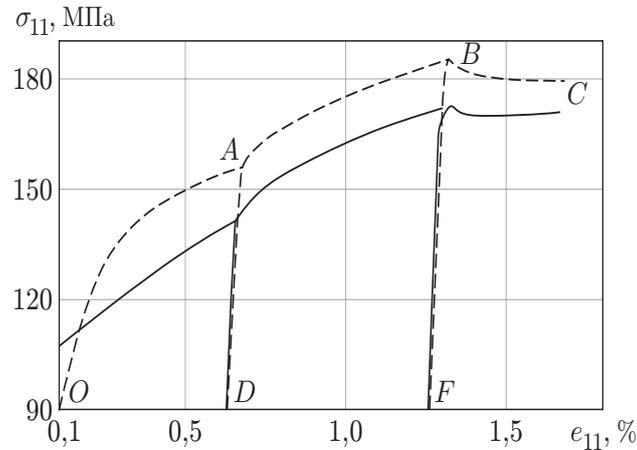


Рис. 6. Экспериментальная (штриховая линия) и расчетная (сплошная линия) диаграммы деформирования стали марки 12X18H9 при $T = 650 \text{ }^\circ\text{C}$

закону изменения деформации во времени: нагружение в течение 30 мин до значения $e_{11} = 0,6 \text{ } \%$ (участок OA); разгрузка до значения $\sigma_{11} = 0$ (участок AD); нагружение в течение 1 мин до значения $e_{11} = 1,3 \text{ } \%$ (участок DB); разгрузка до значения $\sigma_{11} = 0$ (участок BF); нагружение в течение 20 мин до значения $e_{11} = 1,7 \text{ } \%$ (участок FC).

Таким образом, на всех участках деформирования в натурном эксперименте поддерживались различные значения средней скорости деформирования: на участках OA и FC — $\dot{e}_{11} \approx 0,3 \cdot 10^{-5} \text{ c}^{-1}$, на участке DB — $\dot{e}_{11} \approx 0,1 \cdot 10^{-3} \text{ c}^{-1}$. Результаты эксперимента показывают, что скорость деформации оказывает влияние на характер кривой деформирования $\sigma_{11} \sim e_{11}$. На каждом участке деформирования задавались значения \dot{e}_{11} , соответствующие средним экспериментальным значениям скорости деформирования на этих участках.

Сравнение результатов численных расчетов и экспериментальных данных показывает, что предлагаемая модель с достаточной для инженерных расчетов точностью учитывает влияние скорости деформирования на характер диаграммы $\sigma_{11} \sim e_{11}$.

На рис. 7 приведены результаты численного эксперимента по “жесткому” нагружению образца из стали марки 12X18H9 при $T = 650 \text{ }^\circ\text{C}$ и различных значениях скорости деформирования \dot{e}_{11} .

Заключение. Развита математическая модель МПС, описывающая процессы неупругого деформирования и накопления повреждений в конструкционных сталях при взаимном влиянии процессов пластичности и ползучести.

Проведено сравнение результатов численного моделирования и экспериментальных данных, получена оценка адекватности определяющих соотношений термовязкопластичности, на основе которой сделан вывод о достоверности определяющих соотношений термовязкопластичности и точности разработанной методики определения материальных параметров, входящих в указанные соотношения; выполнены экспериментальные исследования усталостной долговечности стали марки 08X18H10T при блочных режимах малоциклового нагружения. Показано, что предложенная модель поврежденной среды позволяет достоверно моделировать процессы накопления повреждений при малоцикловом нагружении. Исследована возможность использования правила линейного суммирования повреждения Пальмгрена — Майнера при блочных режимах малоциклового нагружения. Показано, что использование данного подхода может приводить как к завышенной, так и к заниженной оценке долговечности. Проведены численные исследования процесса ползучести образцов из стали марки 12X18H9 при постоянной нагрузке, которые показали, что результаты рас-

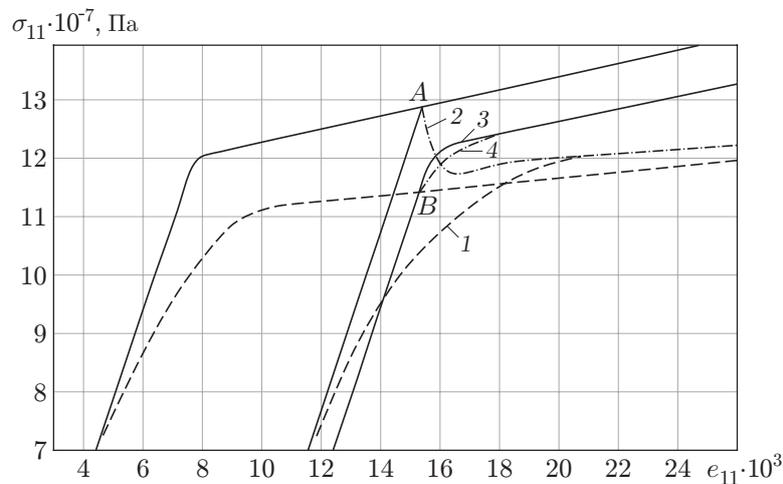


Рис. 7. Расчетные диаграммы деформирования стали марки 12X18H9 при различных скоростях деформирования:

сплошные линии — $\dot{\epsilon}_{\max} = 2,56 \cdot 10^{-2} \text{ с}^{-1}$, штриховые — $\dot{\epsilon}_{\min} = 1,3 \cdot 10^{-4} \text{ с}^{-1}$; 1 — деформирование со скоростью $\dot{\epsilon}_{\min}$ после деформирования со скоростью $\dot{\epsilon}_{\max}$ до точки *A* и разгрузки до значения $\sigma_{11} = 0$, 2 — деформирование со скоростью $\dot{\epsilon}_{\min}$ после деформирования со скоростью $\dot{\epsilon}_{\max}$ до точки *A*, 3 — деформирование со скоростью $\dot{\epsilon}_{\max}$ после деформирования со скоростью $\dot{\epsilon}_{\min}$ до точки *B* и разгрузки до значения $\sigma_{11} = 0$, 4 — деформирование со скоростью $\dot{\epsilon}_{\max}$ после деформирования со скоростью $\dot{\epsilon}_{\min}$ до точки *B*

четов и экспериментов для всех трех участков кривых ползучести хорошо согласуются. Выполнено сравнение результатов численного и натурального экспериментов по растяжению образцов из стали марки 12X18H9 при различных значениях температуры и деформации. Показано, что развитая модель термовязкопластичности с достаточной для инженерных расчетов точностью учитывает влияние скорости деформирования на характер диаграммы $\sigma_{11} \sim \epsilon_{11}$. Результаты сравнения расчетных и экспериментальных данных позволяют сделать вывод о достоверности определяющих соотношений МПС и методики определения материальных параметров при взаимодействии процессов усталости и ползучести.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Хажинский Г. М.** О теории ползучести и длительной прочности металлов // Инж. журн. Механика твердого тела. 1971. № 6. С. 29–36.
2. **Дульнев Р. А.** Термическая усталость металлов / Р. А. Дульнев, П. И. Котов. М.: Машиностроение, 1980.
3. **Охаси И.** Неупругое поведение стали 316 при многоосных непропорциональных циклических нагружениях при повышенной температуре // Тр. Амер. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1985. Т. 107, № 2. С. 6–15.
4. **Охаси И.** Пластическое деформирование нержавеющей стали типа 316 под действием несинфазных циклов по деформации // Тр. Амер. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1985. Т. 107, № 4. С. 61–73.
5. **Лэмба Г. С., Сайдботтом О. М.** Пластичность при циклическом деформировании по непропорциональным траекториям. 1. Эксперименты с циклическим упрочнением, приспособляемостью и последующим деформационным упрочнением // Тр. Амер. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1976. Т. 100, № 1. С. 108–117.

6. **Макдауэлл Д. Л.** Экспериментальное изучение структуры определяющих уравнений для непропорциональной циклической пластичности // Тр. Америк. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1985. Т. 107, № 4. С. 98–111.
7. **Казанцев А. Г.** Исследование взаимодействия малоциклового усталости и ползучести при неизотермическом нагружении // Пробл. прочности. 1983. № 7. С. 3–8.
8. **Коллинз Дж.** Повреждение материалов в конструкциях: Анализ. Предсказание. Предотвращение. М.: Мир, 1984.
9. **Митенков Ф. М.** Методология, методы и средства управления ресурсом ядерных энергетических установок / Ф. М. Митенков, Ю. Г. Коротких, В. Б. Кайдалов. М.: Машиностроение, 2006.
10. **Волков И. А.** Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями / И. А. Волков, Ю. Г. Коротких. М.: Физматлит, 2008.
11. **Волков И. А., Коротких Ю. Г.** Моделирование процессов сложного пластического деформирования материалов по произвольным траекториям термосилового нагружения // Изв. РАН. Механика твердого тела. 2007. № 6. С. 69–83.
12. **Волков И. А., Коротких Ю. Г., Тарасов И. С.** Моделирование сложного пластического деформирования и разрушения металлов при многоосном непропорциональном нагружении // ПМТФ. 2009. Т. 50, № 5. С. 193–205.
13. **Волков И. А., Коротких Ю. Г., Шишулин Д. Н.** Принципы и методы определения скалярных материальных параметров теории пластического течения с кинематическим и изотропным упрочнением // Вычисл. механика сплошных сред. 2010. Т. 3, № 3. С. 46–57.
14. **Волков И. А., Казаков Д. А., Коротких Ю. Г.** Экспериментально-теоретические методики определения параметров уравнений механики поврежденной среды при усталости и ползучести // Вестн. Перм. нац. исслед. политехн. ун-та. Механика. 2012. № 2. С. 30–58.
15. **Боднер С. Р., Линдхолм У. С.** Критерий приращения повреждения для зависящего от времени разрушения материалов // Тр. Америк. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1976. Т. 100, № 2. С. 51–58.
16. **Леметр Ж.** Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластичных материалов // Тр. Америк. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1985. Т. 107, № 1. С. 90–98.
17. **Murakami S., Imaizumi T.** Mechanical description of creep damage and its experimental verification // J. Mech. Theor. Appl. 1982. N 1. P. 743–761.
18. **Chaboche J. L.** Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity // Intern. J. Plasticity. 1989. V. 5, N 3. P. 247–302.
19. **Chaboche J. L.** Une loi differentielle d'endommagement de fatigue avec cumulation non lineaire // Rev. Franc. Mec. 1974. N 50/51. P. 71–82.
20. **Бернард-Конноли М., Бью-Куок Т., Бирон А.** Усталость коррозионной стали 304 при испытаниях в условиях многоступенчатой контролируемой деформации // Тр. Америк. о-ва инженеров-механиков. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. 1983. Т. 105, № 3. С. 47–53.
21. **Можаровская Т. Н.** Программа и методика исследования ползучести и длительной прочности материалов с учетом вида девиатора напряжений и истории нагружения // Пробл. прочности. 1984. № 11. С. 83–88.