

УДК 539.3

**МОДЕЛИРОВАНИЕ ОСНОВНЫХ ЗАКОНОМЕРНОСТЕЙ
ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ И НАКОПЛЕНИЯ
ПОВРЕЖДЕНИЙ В КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛАХ
НА БАЗЕ КОНЦЕПЦИИ МЕХАНИКИ ПОВРЕЖДЕННОЙ СРЕДЫ^{*)}**

© 2012 г. **Д.Н. Шишулин¹, И.А. Волков², Д.А. Казаков³,
С.Н. Пичков¹**

¹ОАО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород

²Волжская государственная академия водного транспорта,
Нижний Новгород,

³НИИ механики Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского
pmpmvgavt@yandex.ru

Поступила в редакцию 04.09.2012

Представлены подходы механики поврежденной среды к решению задач оценки усталостной долговечности конструктивных элементов на примере образца с выточкой, подверженного циклическому нагружению. В основе представленной концепции механики поврежденной среды лежат гипотеза кинематического и изотропного упрочнения, энергетический подход к оценке усталостной долговечности и нелинейный принцип суммирования повреждений. Получены материальные параметры уравнений термопластичности и накопления усталостных повреждений для конструкционной стали аустенитного класса 08X18H10T. Проведена верификация предложенной методики оценки усталостной долговечности путем сравнения результатов численного моделирования и данных, полученных экспериментальным путем, показавшая, что максимальное расхождение расчетных и опытных данных не превышает 24%.

Ключевые слова: модель термопластичности, усталостная долговечность, малоцикловая усталость, напряженно-деформированное состояние, материальные параметры, модель накопления повреждений, энергетический подход.

Существующие методики оценки выработанного и прогноза остаточного ресурса элементов и систем энергетического оборудования [1] основаны на использовании результатов расчета напряженно-деформированного состояния (НДС) в условно упругой постановке и законе линейного суммирования повреждений. Такой подход не учитывает реальную историю термомеханического нагружения оборудования и не обеспечивает достаточную точность расчетов долговечности конструкций, что приводит к неконсервативным оценкам выработанного и остаточного ресурса.

^{*)}Работа выполнена при поддержке РФФИ (проект № 12-08-00204-а) и Программой государственной поддержки ведущих научных школ РФ (грант НШ-2843.2012.8).

Современные методы механики деформируемого твердого тела, механики поврежденной среды (МПС) и разработанные на их основе математические модели позволяют адекватно исследовать сложные процессы неадиабатического упруго-пластического деформирования и накопления усталостных повреждений в конструктивных материалах элементов и систем энергетического оборудования.

Модель поврежденной среды состоит из трех взаимосвязанных составных частей [2–4]:

- а) соотношений, определяющих упругопластическое поведение материала;
- б) уравнений, описывающих кинетику накопления повреждений;
- в) критерия прочности поврежденного материала.

Определение материальных параметров и скалярных функций критерия прочности поврежденного материала в настоящее время является чрезвычайно сложной задачей, поэтому в качестве критерия окончания стадии развития рассеянных микроповреждений (образование макротрещины) в настоящей работе принят критерий потери устойчивости процесса накопления повреждений, когда производная $\partial\omega/\partial u$ достигает своего критического значения, и, как показали в настоящей работе численные исследования, это значение соответствует поврежденности $\omega = \omega_j \approx 0,98$.

Основные положения рассматриваемого варианта уравнений термопластичности заключаются в следующем:

1. Тензоры напряжений σ_{ij} и деформаций e_{ij} раскладываются на шаровые (гидростатические) σ , e и девиаторные σ'_{ij} и e'_{ij} компоненты.
2. Принимается, что компоненты девиатора тензора деформаций e'_{ij} и их приращений $\Delta e'_{ij}$ являются суммой упругих e'^e_{ij} и пластических e'^p_{ij} компонент. Также принимается пластическая несжимаемость материала.
3. Рассматриваются упругоизотропные среды, характеризующиеся зависящими от температуры T объемным модулем $K(T)$ и модулем сдвига $G(T)$.
4. Связь между тензором напряжений σ_{ij} и упругими составляющими тензора деформаций e^e_{ij} устанавливается на базе уравнений термоупругости:

$$\sigma = 3K[e - \alpha(T - T_0)], \quad (1)$$

$$\sigma'_{ij} = 2Ge'^e_{ij}, \quad (2)$$

где α – коэффициент линейного расширения, являющийся функцией температуры.

5. Используется гипотеза кинематического и изотропного упрочнения; принимается, что поверхность текучести F_s в пространстве девиаторов напряжений представляет собой сферу с радиусом C_p и координатами центра ρ_{ij} (тензора микронапряжений ρ_{ij}),

$$(S'_{ij}S'_{ij})^{1/2} - C_p = 0, \quad S'_{ij} = \sigma'_{ij} - \rho_{ij}. \quad (3)$$

Ассоциированный закон течения имеет вид:

$$\dot{e}'_{ij} = \lambda \frac{\partial F_s}{\partial \sigma'_{ij}} = \lambda S'_{ij}. \quad (4)$$

Принимается, что радиус поверхности текучести изменяется в зависимости от скорости $\dot{\chi}$ длины дуги χ траектории пластического деформирования и приращения температуры [2, 3]:

$$\dot{C}_p = [q_\chi H(F_\rho) + a_n(Q_s - C_p)\Gamma(F_\rho)]\dot{\chi} + q_3\dot{T}, \quad C_p = C_p^0 + \int_0^t \dot{C}_p dt, \quad (5)$$

$$q_\chi = \frac{q_2 A + (1-A)q_1}{A + (1-A)}, \quad (6)$$

$$Q_s = \frac{Q_2 A + (1-A)Q_1}{A + (1-A)}, \quad (7)$$

$$F_\rho = \rho_{ij}\rho_{ij} - \rho_{\max}^2 = 0, \quad (8)$$

$$H(F_\rho) = \begin{cases} 1 & \text{при } F_\rho = 0 \text{ и } \rho_{ij}\dot{\rho}_{ij} \geq 0, \\ 0 & \text{при } F_\rho < 0 \text{ или } \rho_{ij}\dot{\rho}_{ij} < 0, \end{cases} \quad (9)$$

$$\Gamma(F_\rho) = 1 - H(F_\rho),$$

$$\chi_m = \int_0^t \dot{\chi} H(F_\rho) dt, \quad \chi = \int_0^t \dot{\chi} dt, \quad \dot{\chi} = \left(\frac{2}{3} \dot{e}_{ij}^p \dot{e}_{ij}^p \right)^{1/2}, \quad (10)$$

$$A = 1 - \cos^2 \theta, \quad \cos \theta = n_{ij}^e n_{ij}^s, \quad n_{ij}^e = \frac{\dot{e}_{ij}'}{(\dot{e}_{mn}' \dot{e}_{mn}')^{1/2}}, \quad n_{ij}^s = \frac{S_{ij}}{(S_{mn} S_{mn})^{1/2}}. \quad (11)$$

Эволюционное уравнение для изменения координат центра поверхности течучести (тензора ρ_{ij}) имеет вид:

$$\dot{\rho}_{ij} = g_1 \dot{e}_{ij}^p - g_2 \rho_{ij} \dot{\chi} - g_3 \rho_{ij} \dot{T}, \quad \rho_{ij} = \int_0^t \dot{\rho}_{ij} dt. \quad (12)$$

Для описания эволюции циклической памяти (8) сформулировано эволюционное уравнение для ρ_{\max} :

$$\dot{\rho}_{\max} = \frac{(\rho_{ij}\dot{\rho}_{ij})H(F_\rho)}{(\rho_{mn}\rho_{mn})^{1/2}} - g_2 \rho_{\max} \dot{\chi} - g_3 \rho_{\max} \dot{T}. \quad (13)$$

Наиболее адекватной мерой наработки материала для процесса накопления усталостных повреждений в данном объеме материала является плотность энергии, затраченная на образование дефектов в этом объеме. Предельное состояние указанного объема материала (образование макроскопической трещины определенной длины) достигается тогда, когда энергия, затраченная на образование дефектов, достигает критической величины.

Общую структуру эволюционного уравнения двухстадийного накопления усталостных повреждений в элементарном объеме материала на базе энергетического подхода можно представить в виде [2]:

$$\dot{\omega} = \frac{\alpha + 1}{r + 1} f(\beta) Z^\alpha (1 - \omega)^{-r} \langle \dot{Z} \rangle, \quad (14)$$

$$Z = \frac{W - W_a}{W_f - W_a}, \quad \langle \dot{Z} \rangle = \frac{\langle \dot{W} \rangle}{W_f - W_a}, \quad (15)$$

$$\dot{W} = \rho_{ij} \dot{e}_{ij}^p, \quad (16)$$

где W_a – значение W в конце первой стадии процесса накопления усталостных по-

вреждений; W_f – значения энергий, соответствующие образованию макроскопической трещины с характерным размером ~ 1 мм, при минимальном влиянии многоциклового усталости; $f(\beta)$ – функция, учитывающая влияние вида напряженного состояния на скорость процесса накопления повреждений; α и r – параметры материала.

Функциональные зависимости для материальных параметров $q_1, q_2, q_3, Q_1, Q_2, g_1, g_2, g_3, a_{ц}, \alpha, r, W_f, W_a$ определяются из базовых экспериментов, проведенных по специальной методике, изложенной в [5, 6].

Для оценки адекватности и точности алгоритма оценки выработанного ресурса конструктивных узлов в процессе эксплуатации на базе определяющих соотношений механики поврежденной среды (1)–(16) проводились экспериментальные и теоретические исследования на малоцикловую усталость конструктивного элемента в виде цилиндрического образца с кольцевой выточкой (корсетный образец) при регулярных и нерегулярных режимах нагружения (одноосное растяжение–сжатие, $T = 20^\circ\text{C}$). Материал образца – сталь аустенитного класса 08X18H10T. Диаметр рабочей части 29 мм, радиус выточки 8,5 мм (рис. 1).

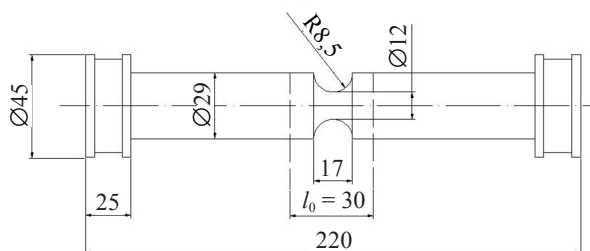


Рис. 1

Испытания корсетных образцов проводились при одноосном «жестком» симметричном циклическом нагружении с постоянной амплитудой пластических деформаций. В процессе проведения испытаний база измерения деформаций на лабораторном образце составляла $l_0 = 30$ мм. В процессе эксперимента средствами управления испытательного оборудования обеспечивалась постоянная остаточная деформация ϵ^p на этой базе ($\epsilon^p = \Delta l / l_0$).

Реализовывалась следующая программа испытаний:

- регулярные режимы циклического нагружения образца до разрушения;
- нерегулярные режимы нагружения до разрушения образца на последнем блоке испытаний.

Режимы регулярного нагружения заключались в следующем: корсетный образец испытывался при одноосном «жестком» симметричном циклическом нагружении с постоянной амплитудой пластических деформаций на базе $l_0 = 30$ мм (см. рис. 1) до разрушения. Величины амплитуд пластических деформаций составляли $\epsilon^p = 0,05\%$; $\epsilon^p = 0,1\%$; $\epsilon^p = 0,2\%$.

Для получения экспериментальных данных по оценке долговечности корсетных образцов при нерегулярных режимах нагружения были проведены испытания с использованием блочной схемы нагружения. Реализованные режимы блочного нагружения для образцов с концентратором представлены на рис. 2, 3. На рис. 2 показано, что образец испытывался с амплитудой пластической деформации $\epsilon^p = 0,05\%$ до $N = 2000$ циклов, после чего происходил переход на $\epsilon^p = 0,1\%$ и при этой

амплитуде образец нагружался 200 циклами. После этого осуществлялся переход на новую ступень пластической деформации ($\epsilon^p = 0,2\%$) и при этой амплитуде испытание проводилось до разрушения образца.

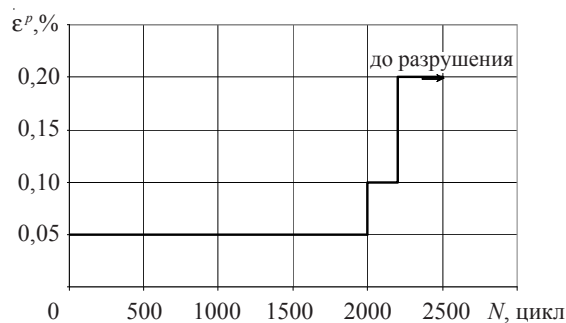


Рис. 2

На рис. 3 показан режим нагружения, при котором испытания начинались с амплитудой пластической деформации $\epsilon^p = 0,2\%$, а заканчивались наименьшей амплитудой из выбранных в данной серии испытаний (при $\epsilon^p = 0,2\%$ – 200 циклов, при $\epsilon^p = 0,1\%$ – 200 циклов, при $\epsilon^p = 0,05\%$ – до разрушения образца).

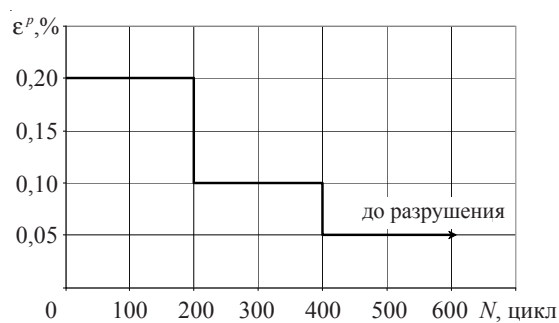


Рис. 3

Момент разрушения корсетных образцов определялся при образовании макротрещины длиной 2–3 мм.

Экспериментальные исследования были проведены на испытательном оборудовании НИИ механики Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского.

В настоящей работе используется метод, позволяющий решать сложную нелинейную задачу расчета долговечности конструктивного элемента в виде образца с кольцевой выточкой при малоцикловом нагружении путем последовательного решения двух задач. Метод заключается в следующем.

На первом этапе выбиралась расчетная схема корсетного образца и проводился расчет кинетики НДС методом конечных элементов, реализованным в программном комплексе ANSYS [7], с целью определения опасной точки и истории ее нагружения за несколько циклов нагружения при каждом значении амплитуды пластических деформаций $\epsilon^p = 0,05\%$; $\epsilon^p = 0,1\%$; $\epsilon^p = 0,2\%$. История нагружения представлялась в виде зависимости компонент тензора полных деформаций от количества условных временных шагов $e_{ij}(t_n)$ за один установившийся цикл нагружения.

На втором этапе на базе определяющих соотношений механики поврежденной

среды при малоциклового усталости (1)–(10) по полученным историям нагружения проводился расчет долговечности для экспериментально реализованных режимов нагружения.

Для анализа кинетики упругопластического деформирования конструктивного материала использовалась широко распространенная модель J.L. Chaboche [8], заложенная в расчетном пакете ANSYS, позволяющая учитывать нелинейное кинематическое упрочнение, и модель E. Voce [9], позволяющая учитывать изотропное упрочнение материала. Сочетание этих моделей позволяет адекватно описывать процессы неизотермического упругопластического деформирования при пропорциональном и непропорциональном циклическом нагружении.

Модель J.L. Chaboche является частным случаем модели термопластичности (1)–(13). Основные определяющие уравнения моделей J.L. Chaboche и E. Voce имеют вид:

– уравнение поверхности текучести

$$F_s = \left[\frac{3}{2}(\sigma'_{ij} - \rho_{ij})(\sigma'_{ij} - \rho_{ij}) \right]^{1/2} - \sqrt{\frac{3}{2}}C_p = 0; \quad (17)$$

– уравнение для изменения радиуса поверхности текучести

$$\Delta C_p = \sqrt{\frac{2}{3}}C_o\Delta\chi + \sqrt{\frac{2}{3}}C_\infty b \exp(-b\chi)\Delta\chi = \sqrt{\frac{2}{3}}[C_o + C_\infty b \exp(-b\chi)]\Delta\chi; \quad (18)$$

– уравнение для эволюции центра поверхности текучести

$$\Delta\rho_{ij} = \frac{2}{3}\beta\Delta e_{ij}^p - \gamma\rho_{ij}\Delta\chi + \frac{1}{\beta}\frac{\partial\beta}{\partial T}\rho_{ij}\Delta T. \quad (19)$$

При

$$q_\chi = [C_o + C_\infty b \exp(-b\chi)], \quad g_1 = \frac{2}{3}\beta, \quad g_2 = \gamma, \quad g_3 = -\frac{1}{\beta}\frac{\partial\beta}{\partial T}$$

из определяющих соотношений (1)–(13) получаются уравнения J.L. Chaboche и E. Voce (18), (19), описывающие нелинейное кинематическое и изотропное упрочнение без учета дополнительного циклического упрочнения материала.

Для проведения упругопластических расчетов каждый цикл нагружения разбивался на n временных шагов (этапов нагружения) $\Delta t_{n+1} = t_{n+1} - t_n$ ($n = 1, 2, 3, \dots$), и для каждого этапа решалась упругопластическая задача для заданных приращений деформаций на данном временном этапе. Достаточная сходимость решения и точность расчетных значений напряжений и деформаций достигалась выбором величины Δt_{n+1} , соответствующей небольшим величинам приращений деформаций на данном временном шаге. Общее количество этапов для достижения достаточной сходимости составило $N = 550$.

В таблице 1 приведены физико-механические характеристики и материальные параметры уравнений термопластичности (17)–(19) для конструкционной стали 08X18N10T при температуре 20 °C, где E – модуль Юнга (ГПа), ν – коэффициент Пуассона.

Для расчета кинетики НДС конструктивного узла в виде образца с кольцевой выточкой (см. рис. 1) решалась осесимметричная задача в упругопластической постановке. Разбиение расчетной области на конечные элементы рассматриваемого

узла приведено на рис. 4. С целью наиболее точного определения кинетики НДС производилось сгущение сетки в районе концентратора.

Таблица 1

E , ГПа	ν	$\beta = 3g_1/2$, МПа	$\gamma = g_2$	C_p^o , МПа	C_o	C_∞	b
180	0,3	37365	358,9	172,6	800	-26	732

Из результатов расчета кинетики НДС в упругопластической постановке следует, что наиболее нагруженная зона корсетного образца расположена в вершине концентратора (рис. 4, точка A) на некотором расстоянии от его поверхности ($\sim 0,5$ мм), в этой точке и зарождается макротрещина. Результаты расчета показали, что величиной напряжения σ_{33} в опасной точке A можно пренебречь ввиду ее малости.

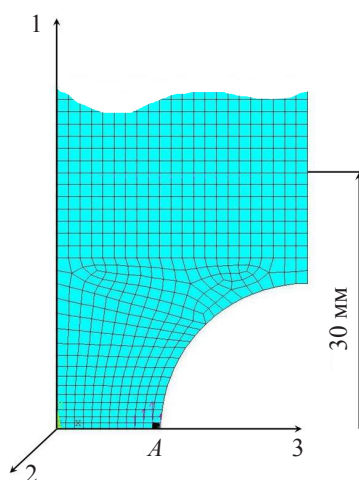


Рис. 4

На рис. 5 для наиболее нагруженной зоны (конечного элемента) корсетного образца приведен типичный график зависимостей компонент напряжений (σ_{11} , σ_{22}) от компонент полных деформаций (e_{11} , e_{22}) за два цикла нагружения.

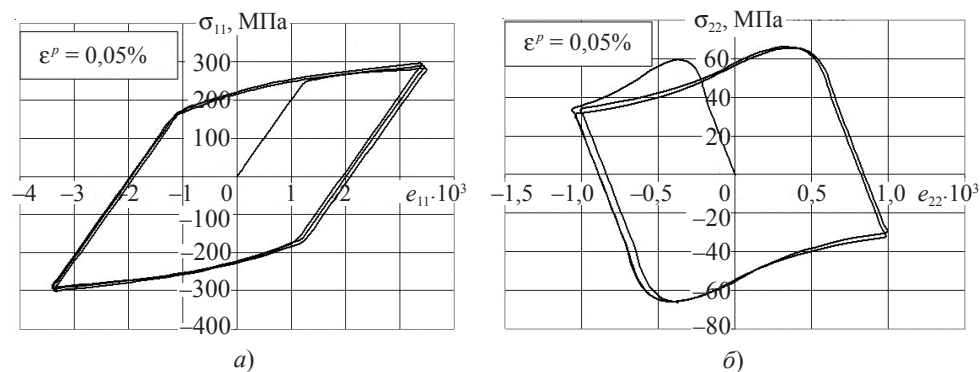


Рис. 5

На рис. 6 для этой же точки приведена типичная история нагружения в координатах e_{11} , e_{22} для двух циклов деформирования при указанных амплитудах пластических деформаций, где e_{11} , e_{22} – компоненты тензора полных деформаций.

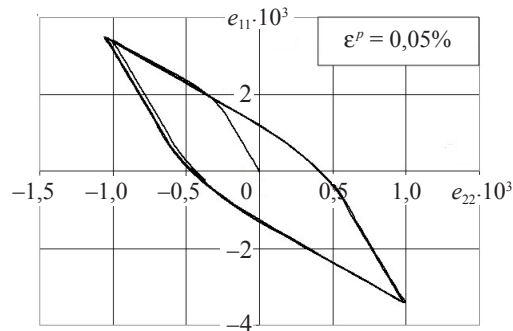


Рис. 6

Анализ истории изменения компонент тензоров напряжений и деформаций за два цикла нагружения (см. рис. 5, 6) позволяет сделать вывод, что процесс упруго-пластического деформирования опасной зоны (конечный элемент в точке A рис. 4) конструктивного элемента в виде образца с кольцевой выточкой в упругопластической области является непропорциональным, а тензоры, определяющие кинетику НДС, – несоосными. Данный факт связан с изменением коэффициента Пуассона в упругопластической области ($\nu = 0,3 \rightarrow \nu = 0,5$) и влиянием выточки.

При симметричном циклическом нагружении конструктивного элемента в виде лабораторного образца с кольцевой выточкой материал в точке A (см. рис. 4) испытывает циклические упругопластические деформации, приводящие к зарождению и развитию повреждений по доминирующему деградационному механизму – малоциклового усталости. Интегрированием определяющих соотношений механики поврежденной среды (1)–(16) по полученной методом конечных элементов истории нагружения (см. рис. 6) определялась усталостная долговечность рассматриваемых корсетных образцов.

В таблицах 1, 2 приведены материальные параметры уравнений термопластичности (1)–(13) для материала исследуемых образцов – стали 08X18H10T при температуре $T = 20^\circ\text{C}$, где E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона. Материальные параметры определены по методике, изложенной в [4, 5].

Таблица 2

Длина пути монотонного пластического деформирования χ_m	0	0,002	0,004	0,006	0,008	0,010	0,015	0,020	0,030
Модуль изотропного упрочнения q_i , МПа	-16000	-2276	854,8	854,8	854,8	854,8	854,8	854,8	854,8

Для определения материальных параметров уравнений накопления повреждений (14)–(16) на кривой малоциклового усталости (МЦУ) для материала корсетных образцов – стали 08X18H10T (рис. 7) была выбрана базовая точка $N_f(e_{11}^a)$. Путем проведения расчетов циклического деформирования для амплитуды в базовой точке с использованием уравнений МПС (1)–(16) получены значения $W_p = W_a$ и $W_p = W_f$, соответствующие экспериментальным значениям N_a и N_f при температуре $T = 20^\circ\text{C}$ [5]. На рис. 7 черными квадратами отмечены расчетные значения долговечности, полученные при интегрировании уравнений МПС (1)–(16). Стоит отметить,

что при восстановлении кривой МЦУ расчетным методом с использованием одной базовой точки на кривой предельные отклонения расчетных данных от экспериментальных не превышают 14%.

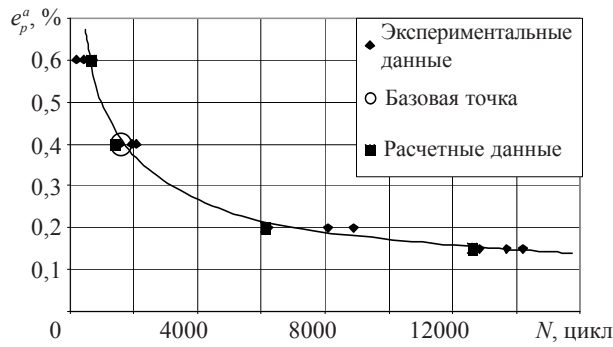


Рис. 7

В таблице 3 приведены значения параметров модели накопления повреждений при МЦУ для конструкционного материала конструктивного элемента в виде образца с кольцевой выточкой – стали 08X18H10T при температуре 20 °С.

Таблица 3

ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³	W_f , МДж/м ³
59,5	220,8	1141,1
79,1	61,4	
84,2	0	

Для наиболее нагруженной зоны А (см. рис. 4) среднее значение параметра β равно 0, следовательно, $f(\beta) \approx 1$. Значение параметра r для большинства конструкционных материалов (металлов и их сплавов) равно 0,3; значение параметра $\alpha = 1$.

В таблице 4 приведены результаты сравнения долговечности корсетного образца, полученные численным моделированием при интегрировании уравнений МПС (1)–(16) и экспериментальным путем. Также в таблице приведены значения долговечности корсетного образца, определенные согласно [1].

Таблица 4

Блок №1	Блок №2	Блок №3	Эксперимент. число циклов до разрушения	Расчетное число циклов до разрушения	
				По уравн. (1)–(16)	Согласно [1]
1	2	3	4	5	6
$e_{11}^{Pa} = 0,05\%$ до разрушения (трещина ~ 2–3 мм)	–	–	3772 – 4093	4569	6805
$e_{11}^{Pa} = 0,1\%$ до разрушения (трещина ~ 2–3 мм)	–	–	1297 – 1358	1174	1407

Таблица 4 (продолжение)

1	2	3	4	5	6
$e_{11}^{Pa} = 0,2\%$ до разрушения (трещина ~ 2–3 мм)	–	–	522–600	424	239
$e_{11}^{Pa} = 0,05\%$ 2000 циклов	$e_{11}^{Pa} = 0,1\%$ 200 циклов	$e_{11}^{Pa} = 0,2\%$ до разрушения (трещина ~ 2–3 мм)	2357	2420	2335
$e_{11}^{Pa} = 0,2\%$ 200 циклов	$e_{11}^{Pa} = 0,1\%$ 200 циклов	$e_{11}^{Pa} = 0,05\%$ до разрушения (трещина ~ 2–3 мм)	2353	1803	671

На рис. 8 приведена экспериментальная кривая усталости образца с кольцевой выточкой, полученная при регулярном циклическом жестком нагружении с амплитудами пластических деформаций $\varepsilon^p = 0,05\%$; $\varepsilon^p = 0,1\%$ и $\varepsilon^p = 0,2\%$ на базе $l_0 = 30$ мм (см. рис. 1), где светлыми маркерами отмечены данные, полученные по результатам численного моделирования.

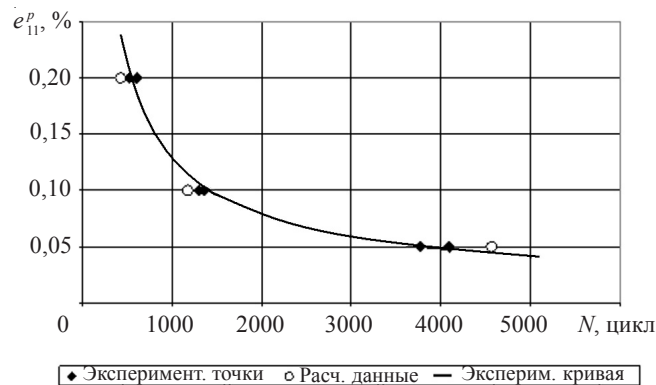


Рис. 8

Из табл. 4 и рис. 8 видно, что наибольшее расхождение результатов численного моделирования, использующего уравнения МПС (1)–(16), с экспериментальными данными при определении усталостной долговечности корсетного образца не превышает 24%. Расчеты, сделанные согласно [1], дают существенную ошибку при определении долговечности, что связано с принятием гипотезы эквивалентности процессов при одноосном и многоосном нагружении с одинаковой интенсивностью амплитуды пластических деформаций и недостатком экспериментальных данных для кривой МЦУ (в области $> e_a^p = 0,6\%$).

Для минимизации расхождений результатов численного моделирования и экспериментальных данных необходимо в уравнениях накопления усталостных повреждений (14)–(16) учитывать совместное действие двух деградиционных механизмов разрушения конструкционных материалов – малоциклового и многоциклового усталости, особенно это важно в моделировании накопления повреждений при циклическом нагружении с малыми амплитудами пластических деформаций.

На рис. 9, 10 представлены расчетные кривые накопления усталостных повреждений в опасной точке A (см. рис. 4), полученные при численном моделировании блочного циклического жесткого нагружения корсетных образцов.

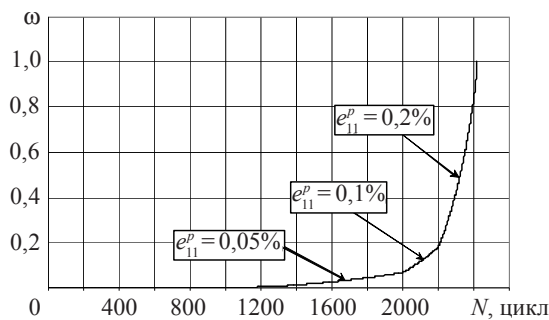


Рис. 9

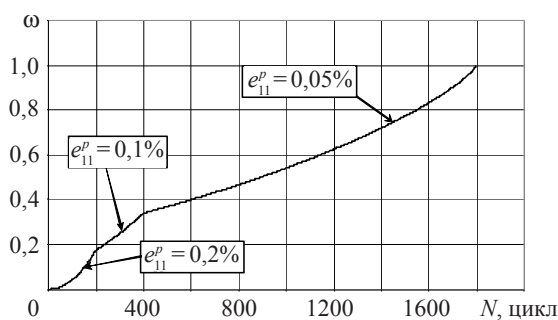


Рис. 10

Результаты численных исследований процессов циклического деформирования конструкционного элемента показывают, что при использовании в решении краевой задачи физической модели, адекватно описывающей основные закономерности циклического упругопластического поведения материала, и модели накопления повреждений при малоциклового усталости, основанной на энергетическом подходе, рассмотренный метод позволяет прогнозировать как место разрушения, так и долговечность материала конструкций до зарождения макротрещины.

Список литературы

1. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПН АЭ Г-7-002-86). Госатомнадзор СССР. М.: Энергоатомиздат, 1989. 525 с.
2. Казаков Д.А., Капустин С.А., Коротких Ю.Г. Моделирование процессов деформирования и разрушения материалов и конструкций. Н. Новгород: Изд-во Нижегородского ун-та, 1999. 226 с.
3. Волков И.А., Коротких Ю.Г. Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями. М.: Физматлит, 2008. 424 с.
4. Методология, методы и средства управления ресурсом ядерных энергетических установок / Ф.М. Митенков, Ю.Г. Коротких, В.Б. Кайдалов и др. М.: Машиностроение, 2006. 596 с.
5. Волков И.А., Коротких Ю.Г., Шишулин Д.Н. Принципы и методы определения скалярных материальных параметров теории пластического течения с кинематическим и изотропным упрочнением // Вычислительная механика сплошных сред. 2010. Т. 3, №3. С. 46–57.

6. Волков И.А., Пичков С.Н., Шишулин Д.Н. Экспериментальные методы определения материальных параметров дифференциальной теории пластичности с кинематическим и изотропным упрочнением // Вестник научно-технического развития. 2011. №4. С. 3–14.
7. ANSYS 12. Training Manual. Release 12.0, 2009.
8. *Chaboche, J.L.* On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratcheting effects // *Inter. J. of Plasticity*. 1991. Vol. 7. P. 661–678.
9. *Voce E.* *Metallurgica* // Col. 51. 1955. P. 219.

**MODELING THE BASIC LAWS OF THE PROCESS OF DEFORMATION
AND DAMAGE ACCUMULATION IN STRUCTURAL MATERIALS BASED
ON THE CONCEPT OF THE MECHANICS OF DAMAGED MEDIA**

D.N. Shishulin, I.A. Volkov, D.A. Kazakov, S.N. Pichkov

Concepts of the mechanics of damaged media are used for analyzing the problem of assessing the fatigue life of structural elements as exemplified by a notched specimen under cyclic loading. The presented concept of the mechanics of damaged media is based on: the hypothesis of cinematic and isotropic hardening, the energy approach for evaluating the fatigue life, the nonlinear principle of damage summation. Material parameters of the equations of thermal plasticity and fatigue damage accumulation for the austenite-class 08X18H10T structural steel are found. The presented methodology for evaluating fatigue life was verified by comparing the numerical results with the experimental data, which showed that the maximum difference between the numerical and experimental results does not exceed 24%.

Keywords: model of thermoplasticity, fatigue life, low-cycle fatigue, stressed-strained state, material parameters, model of damage accumulation, energy approach.