

DOI: 10.7242/1999-6691/2014.7.1.2

УДК 539.3

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ НАКОПЛЕНИЯ УСТАЛОСТНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ В КОНСТРУКЦИОННЫХ СТАЛЯХ ПРИ БЛОЧНОМ МАЛОЦИКЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ

И.А. Волков¹, Ю.Г. Коротких¹, В.А. Панов², Д.Н. Шишулин²¹Волжская государственная академия водного транспорта, Нижний Новгород, Российская Федерация²ОАО «ОКБМ Африкантов», Нижний Новгород, Российская Федерация

Излагаются основные положения механики поврежденной среды для анализа процессов накопления усталостных повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах). Модель малоциклового усталости, развитая в работах авторов, основана на совместном интегрировании связанных определяющих соотношений циклического упругопластического деформирования материала и эволюционных уравнений накопления усталостных повреждений. Эволюционные уравнения накопления усталостных повреждений формулируются на базе энергетического подхода. Приводятся результаты сравнительного анализа предложенной модели с моделью J.L. Chaboche, заложенной в современную вычислительную систему конечно-элементного анализа ANSYS, и результаты моделирования процессов накопления усталостных повреждений для двухблочного регулярного малоциклового нагружения. Вычисленные значения сравниваются с данными натурных экспериментов.

Ключевые слова: модель поврежденной среды (МПС), малоцикловая усталость (МЦУ), поврежденность, блочное циклическое нагружение, эксперимент, расчёт

MODELING OF FATIGUE DAMAGE ACCUMULATION IN STRUCTURAL STEELS UNDER LOW-CYCLE BLOCK LOADING

I.A. Volkov¹, Yu.G. Korotkih¹, V.A. Panov² and D.N. Shishulin²¹Volga State Academy of Water Transport, Nizhny Novgorod, Russian Federation²JSC "Afrikantov OKBM", Nizhny Novgorod, Russian Federation

The process of low-cycle fatigue of structural steels under arbitrary thermal loading is modeled within the framework of mechanics of defective materials. The development of the model of damaged medium involves three steps:

- thermo-plastic equations are derived using the concept of surface creep and its transformation under thermal mechanical loading. This variant of thermo-plastic equations describes the main effects of complex plastic deformation of metals and their alloys;
- kinetic equations of fatigue damage accumulation are derived by studying the physical stages of development of micro-defects. The equations are based on energy principles and take into account the influence of deformation path conditions, the type of stress state, and the level of damage accumulation on the rate of accumulation of fatigue damages;
- condition for critical damage value is taken as a criterion for macroscopic crack formation. The results of a comparative study of the proposed model and the J.L. Chaboche model underlying the modern finite-element analysis code ANSYS are presented. It is shown that the thermo-plastic equations coincide with each other up to constants, and for regular loading cycles the equations of damage accumulation curve and the failure criterion are identical. The experimental study of fatigue damage accumulation in the laboratory samples made of 08X18H10T austenitic steel subjected to double-block low-cycle loading was carried out. Comparison of the experimental and calculated data shows that the model of damaged media developed by the authors can adequately represent the process of fatigue damage accumulation under block low-cycle loading. The possibility to use the Palmgren–Miner linear damage summation in the case of block loading modes is studied. It has been found that such an approach to calculations of the fatigue life under irregular loading can provide both the conservative and non-conservative assessment of the fatigue life.

Key words: damaged media model, low-cycle fatigue, damage, block cyclic loading, experiment, calculation

1. Введение

В течение длительного срока службы материалы конструктивных элементов оборудования и систем инженерных объектов, работающих в условиях нестационарного термосилового нагружения, могут накапливать усталостные повреждения, приводящие к зарождению и развитию дефектов (макротрещин). При надлежащих требованиях к изготовлению и контролю конструкции до истечения 80–90% общей долговечности эти изменения происходят скрытно. В процессе эксплуатации объектов необходимо контролировать темпы развития поврежденности в наиболее опасных зонах конструктивных элементов, а также прогнозировать развитие этих процессов до предельных состояний (зарождения усталостной трещины).

Сложность решения данной проблемы обуславливается особенностями деградационных процессов, происходящих в конструкционных материалах в эксплуатационных условиях. Для разработки методик и алгоритмов оценки ресурса конструктивных элементов инженерных объектов в зависимости от индивидуальной истории их эксплуатации требуется построение моделей накопления усталостных повреждений, учитывающих условия их работы [1–3].

В настоящей статье показана достоверность разработанных моделей усталостной долговечности конструкционных материалов [4, 5] путем сопоставления расчетных значений характеристик процессов накопления повреждений с экспериментальными данными и результатами работ [6, 7] для блочных режимов малоциклового нагружения.

2. Определяющие соотношения механики повреждённой среды

Модель повреждённой среды, развитая в работах как отечественных [4, 5], так и зарубежных исследователей [6, 7], состоит из трёх взаимосвязанных составных частей:

- определяющих соотношений пластического деформирования материалов;
- эволюционных уравнений, описывающих кинетику накопления усталостных повреждений;
- критерия прочности повреждённого материала.

2.1. Определяющие соотношения упругопластичности

Вариант определяющих соотношений термопластичности основан на понятии поверхности текучести, её трансформации в результате процесса нагружения и принципе градиентальности вектора скорости пластических деформаций к поверхности текучести в точке нагружения. Данный вариант уравнений состояния отражает пластическое деформирование материала для произвольных сложных траекторий нагружения (монотонной кратковременной и циклической пластической деформации, циклического упрочнения и разупрочнения), влияние вида и параметров траектории деформирования, эффекты сложного деформирования и сложного нагружения, совместное действие механической деформации и температуры и историю их взаимодействия.

Уравнения, описывающие пластическое деформирование материалов, имеют вид [4, 5]:

- уравнение поверхности текучести Мизеса

$$F = \left[(\sigma'_{ij} - \rho_{ij})(\sigma'_{ij} - \rho_{ij}) \right]^{1/2} - C_p = 0, \quad (1)$$

где σ'_{ij} — компоненты девиатора напряжений; C_p — радиус поверхности текучести; ρ_{ij} — координаты её центра;

- уравнение для радиуса поверхности текучести

$$\dot{C}_p = \left[q_\chi H(F_p) + a(Q_s - C_p) \Gamma(F_p) \right] \dot{\chi} + q_T \dot{T}, \quad (2)$$

где $H(F_p)$ и $\Gamma(F_p)$ — индикаторные функции, которые позволяют провести разделение процессов на монотонные ($H = 1, \Gamma = 0$) и циклические ($H = 0, \Gamma = 1$); χ — длина траектории пластического деформирования; T — температура; a — постоянная, характеризующая скорость процесса стабилизации формы петли гистерезиса циклического деформирования материала; Q_s — стационарное значение радиуса поверхности текучести при данных ρ_{\max} и T ; q_χ, q_T — экспериментально определяемые материальные параметры (функции температуры T);

- уравнение эволюции центра поверхности текучести [4, 5]

$$\dot{\rho}_{ij} = g_1 \dot{e}_{ij}^p - g_2 \rho_{ij} \dot{\chi} - g_3 \rho_{ij} \dot{T}, \quad (3)$$

где $g_1, g_2,$ и g_3 (все положительные) — модули анизотропного упрочнения; \dot{e}_{ij}^p — компоненты тензора скоростей пластических деформаций.

Уравнение (3) описывает пространственный эффект Баушингера и анизотропию векторных свойств при изменении направления деформирования (изломе траектории деформации). Введение второго члена в это соотношение основано на гипотезе А.А. Ильюшина, заключающейся в том, что упрочнение зависит от истории деформирования лишь на некоторой ближайшей части траектории (наблюдается запаздывание векторных свойств) и моделирует исчезающую память внутренней переменной ρ_{ij} .

В то же время определяющие соотношения упругопластичности J.L. Chaboche имеют вид [6]:

- уравнение поверхности текучести

$$F = \left[\frac{3}{2} (\sigma_{ij} - \rho_{ij})(\sigma_{ij} - \rho_{ij}) \right]^{1/2} - C_p = 0; \quad (4)$$

- уравнение для радиуса поверхности текучести

$$C_p = k + C_p^0 \chi + C_p^\infty (1 - e^{-b\chi}), \quad (5)$$

где C_p^0, C_p^∞ — начальное значение радиуса поверхности текучести и его значение на «бесконечности» при увеличении длины траектории пластического деформирования χ ; e — основание натурального логарифма; k, b — экспериментально определяемые материальные параметры; — уравнение эволюции центра поверхности текучести

$$\dot{\rho}_{ij} = \frac{2}{3} c_i \dot{e}_{ij}^p - \gamma_i \rho_{ij} \dot{\chi} + \frac{1}{c_i} \frac{\partial c_i}{\partial T} \rho_{ij} \dot{T}, \quad (6)$$

где c_i, γ_i — параметры материала (функции температуры T); \dot{e}_{ij}^p — компоненты тензора скоростей пластических деформаций.

Уравнения (4)–(6) описывают нелинейное кинематическое и изотропное упрочнение (без учёта циклического упрочнения). Дифференцируя (5) по времени и приравнявая в формулах (1)–(3) и (4)–(6) коэффициенты при соответствующих членах, несложно видеть, что уравнения термопластичности (1)–(3) с точностью до констант совпадают с уравнениями (4)–(6) для процессов монотонного деформирования.

2.2. Эволюционные уравнения накопления повреждений при малоциклового усталости

Построение кинетических уравнений накопления усталостных повреждений основано на рассмотрении физических стадий развития микродефектов, базируется на энергетических принципах и принимает во внимание влияние вида напряжённого состояния и уровня накопленной повреждённости на процессы образования, роста и слияния микронесплошностей. Учитывается также воздействие параметров траектории деформирования на скорость процессов накопления повреждений [4, 5, 9, 10].

Эволюционное уравнение накопления усталостных повреждений имеет вид:

$$d\omega = \frac{\alpha+1}{r+1} f(\beta) \langle Z \rangle^\alpha (1-\omega)^{-r} dZ, \quad (7)$$

$$Z = \frac{W - W_a}{W_f - W_a}, \quad \text{где } \langle Z \rangle = \begin{cases} Z & \text{при } Z > 0; \\ 0 & \text{при } Z \leq 0, \end{cases} \quad (8)$$

$$dZ = \frac{dW}{W_f - W_a}, \quad dW = \rho_{ij} de_{ij}^p, \quad f(\beta) = \exp(-k\beta). \quad (9)$$

В формулах (7)–(9) приняты обозначения: ω — относительная величина повреждённости элементарного объёма материала ($0 \leq \omega \leq 1$); $f(\beta)$ — функция влияния параметра объёмности напряжённого состояния, $\beta = \sigma/\sigma_u$, где σ и σ_u — среднее напряжение и интенсивность тензора напряжений соответственно; W — энергия, идущая на образование рассеянных усталостных повреждений при малоциклового усталости (МЦУ); W_a — начальное, а W_f — предельное значение W , соответствующее зарождению усталостной макротрещины в данном объеме; α, r, k — материальные параметры, зависящие от температуры T . Согласно (7) скорость накопления усталостных повреждений $\dot{\omega} = 0$ при $0 \leq W \leq W_a$ и $\dot{\omega} \rightarrow \infty$ при $\omega \rightarrow 1$.

Интегрируя уравнение (9) для некоторого заданного процесса механического нагружения и изменения температуры T , получим уравнение

$$\omega = 1 - \left[1 - Y^{\alpha+1} \right]^{1/(r+1)}, \quad (10)$$

где

$$Y = AZ, \quad A = \left[(\alpha+1) \int_0^Z f(\beta) Z^\alpha \langle dZ \rangle / Z^{(\alpha+1)} \right]^{1/(\alpha+1)}. \quad (11)$$

Для частного случая регулярного циклического нагружения (например, одноосного растяжения–сжатия), когда в уравнении (10) параметр Y может быть выражен через отработанное число циклов, получим:

$$Y = N/N_f, \quad (12)$$

$$\omega = 1 - \left[1 - (N/N_f)^{\alpha+1} \right]^{1/(\beta+1)}. \quad (13)$$

Эволюционное уравнение накопления усталостных повреждений, предложенное в работах J.L. Chaboche [7], имеет вид:

$$d\omega = \left[1 - (1 - \omega)^{\beta+1} \right]^{\alpha(\Delta\sigma)} \left[\frac{\Delta\sigma}{M(1-\omega)} \right]^{\beta} dN, \quad (14)$$

где $\Delta\sigma$ — амплитуда напряжений при одноосном регулярном циклическом нагружении; N — число циклов нагружения; $\alpha(\Delta\sigma)$ — функция амплитуды напряжений ($0 \leq \alpha(\Delta\sigma) \leq 1$); β и M — экспериментально определяемые параметры материала. Интегрируя (14), можно получить уравнение кривой накопления повреждений в зависимости от числа регулярных циклов нагружения

$$\omega = 1 - \left[1 - (N/N_f)^{1/[1-\alpha(\Delta\sigma)]} \right]^{1/(\beta+1)}, \quad (15)$$

где N_f — число циклов до образования макроскопической трещины. Таким образом, структура уравнения (13) совпадает со структурой уравнения накопления повреждений J.L. Chaboche (15).

2.3. Критерий прочности повреждённого материала

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

$$\omega = \omega_f \leq 1. \quad (16)$$

Аналогичное выражение для критерия разрушения принимается и в работе J.L. Chaboche [7]:

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

Определение основных характеристик (параметров состояния) процесса циклического упругопластического деформирования повреждённых материалов, которые в общем случае описываются тензорами σ_{ij} , e_{ij} , e_{ij}^p , ρ_{ij} и скалярами χ , C_p , T и ω , осуществляется при помощи соответствующей формулировки определяющих соотношений МПС в приращениях, которые зависят от выбранного шага по времени Δt . Шаг Δt может корректироваться при прохождении сложных участков траектории деформирования в течение всего расчетного времени при условии устойчивости вычислений. Такой подход наиболее удобен при решении краевых задач механики деформируемого твердого тела и используется в данной работе. Интегрируя эволюционное уравнение накопления повреждений совместно с определяющими соотношениями упругопластичности и критерием разрушения по известной истории нагружения в данном элементарном объёме материала, можно определить момент образования макроскопической трещины.

3. Экспериментальные исследования накопления усталостных повреждений при двухблочном малоцикловом нагружении

Экспериментальные исследования проводились на универсальной испытательной машине, обеспечивающей одноосное циклическое нагружение лабораторных образцов с максимальной нагрузкой 200 кН и измерение деформаций непосредственно на рабочей части лабораторных образцов. Для испытаний использовались цилиндрические сплошные лабораторные образцы из стали аустенитного класса 08X18H10T, принадлежащие одной партии и плавке. Диаметр рабочей части образцов равнялся 12 мм, база измерения деформаций составляла 30 мм. Форма образцов обеспечивала однородное распределение полей деформаций и напряжений в его рабочей части.

При осуществлении испытаний выполнялись следующие условия:

- скорость деформирования была одной и той же для всех лабораторных образцов и составляла $5 \cdot 10^{-3} \text{ с}^{-1}$, вследствие чего исключался саморазогрев образцов более чем на 30°C ; испытания проводились при постоянной температуре 20°C ;
- результаты испытаний в дальнейшем рассмотрении не участвовали при разрушении образца за пределами его рабочей части;
- эксперименты заканчивались при образовании макротрещины длиной $\sim 2 \div 3 \text{ мм}$.

Испытания реализованы при симметричном нагружении в условиях контролируемой знакопеременной осевой пластической деформации с использованием двух значений амплитуд пластической деформации (двухблочное нагружение), изменяющихся как в увеличивающемся, так и в уменьшающемся порядке. Режимы нагружения были следующими (на рисунке 1 по горизонтальной оси отложены значения

отработанных циклов нагружения N в каждом блоке; в последних блоках нагружения приведен экспериментальный разброс числа циклов, полученный при испытаниях трех образцов):

- образец подвергался циклическому нагружению с амплитудой $e_{11}^p = 0,2\%$ до $N = 1400$ циклов, затем следовал переход на циклическое нагружение с амплитудой $e_{11}^p = 0,6\%$ до образования макротрещины (Рис. 1, а);
- образец подвергался циклическому нагружению с амплитудой $e_{11}^p = 0,2\%$ до $N = 1400$ циклов, затем следовал переход к циклическому нагружению с амплитудой $e_{11}^p = 0,4\%$ до образования макротрещины (Рис. 1, б);
- образец подвергался циклическому нагружению с амплитудой $e_{11}^p = 0,6\%$ до $N = 130$ циклов, затем следовал переход к циклическому нагружению с амплитудой $e_{11}^p = 0,2\%$ до образования макротрещины (Рис. 1, в);

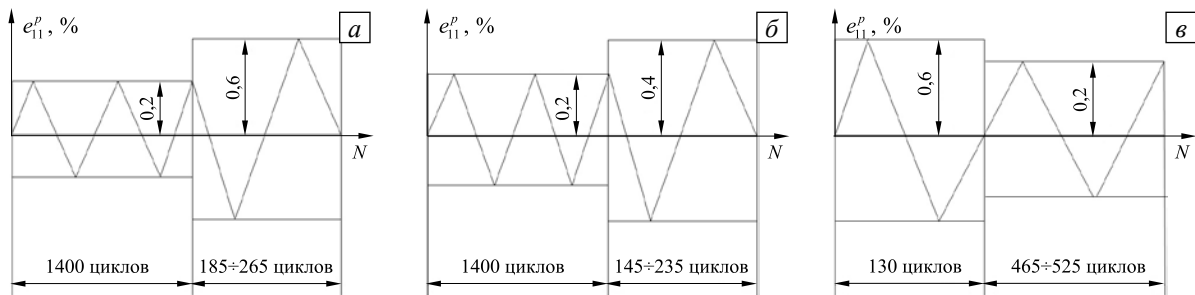


Рис. 1. Схема проведения испытаний при блочном малоцикловом нагружении

4. Сравнение численных результатов с экспериментальными данными

Ниже проведена оценка адекватности определяющих соотношений МПС (1)–(3), (7)–(9), развитых в работах авторов [4, 5] при блочных режимах малоциклового нагружения. Суть оценки заключается в численном моделировании кинетики НДС и накопления усталостных повреждений в рабочей части лабораторных образцов с использованием экспериментально полученных материальных параметров и скалярных функций для стали 08X18H10T. Численные результаты сопоставляются с полученными экспериментальными данными при аналогичных режимах нагружения.

Функциональные зависимости для материальных параметров ($q_1, q_2, q_3, g_1, g_2, g_3, \alpha, r, W_f, W_a, q_x, q_T$ и a) в уравнениях (1), (3) и (7) определялись из базовых экспериментов, проведённых по специальной методике, описанной в [8]. Материальные параметры уравнений термопластичности и накопления повреждений для стали аустенитного класса 08X18H10T при температуре 20°C приведены в [1, 4].

Расчётные числа циклов до зарождения макротрещины при двухблочном циклическом нагружении содержит следующая таблица:

Таблица. Сравнение опытных и расчетных данных при блочных режимах малоциклового нагружения

Блок №1	Блок №2	Экспериментальное число циклов до разрушения, осредненное по 3 образцам	Расчетное число циклов до разрушения	$\omega = \sum(N_i/N_{fi})$
$e_{11}^p = 0,2\%$ $N = 1400$ циклов	$e_{11}^p = 0,6\%$ до образования макротрещины	1625	1644	1,58
$e_{11}^p = 0,2\%$ $N = 1400$ циклов	$e_{11}^p = 0,4\%$ до образования макротрещины	1590	1602	1,11
$e_{11}^p = 0,6\%$ $N = 130$ циклов	$e_{11}^p = 0,2\%$ до образования макротрещины	625	643	0,75

На рисунке 2 показана экстраполирующая экспериментальная кривая МЦУ для стали 08X18H10T, построенная согласно методике [4, 5], с нанесенными на нее расчетными данными, полученными при интегрировании уравнений МПС (1)–(3), (7)–(9). Видно хорошее совпадение опытных и расчетных данных.

На рисунке 3 представлены расчетные зависимости поврежденности от относительного числа циклов нагружения в соответствии с блочными режимами нагружения, показанными на рисунке 1 (N_f — число циклов до образования макроскопической трещины). В условиях двухблочного циклического нагружения

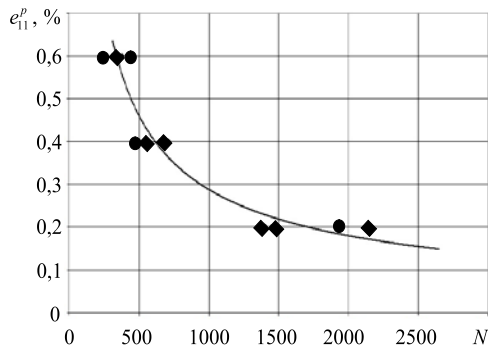


Рис. 2. Кривая (сплошная линия), экстраполирующая экспериментальные данные (маркеры ♦) МЦУ стали с нанесенными на нее расчетными данными (маркеры •)

по первому режиму (Рис. 1, а) при переходе от амплитуды $e_{11}^p = 0,2\%$ к амплитуде $e_{11}^p = 0,6\%$ число циклов равняется $N_i = N_1 = 1400$, и при $\omega \approx 0,2$ наблюдается переход с одной кривой на другую (Рис. 3, а). Расчетное суммарное количество циклов до разрушения ($\omega_f = 1$), согласно таблице, составляет $N_f \cong 1644$, что соответствует экспериментальным данным ($N_{f\text{эксп}} = 1625$). Правило линейного суммирования повреждений приводит к результату:

$$\sum(N_i/N_{fi}) \approx 1,58 > 1.$$

Следовательно, можно сделать вывод, что гипотеза линейного суммирования повреждений дает ошибку в консервативную сторону (с запасом) при переходе с меньшей амплитуды нагружения на большую. Аналогичный результат получается и для двухблочного циклического нагружения по второму режиму (Рис. 1, б) при переходе от амплитуды $e_{11}^p = 0,2\%$ к амплитуде $e_{11}^p = 0,4\%$ (см. Табл. и Рис. 3, б).

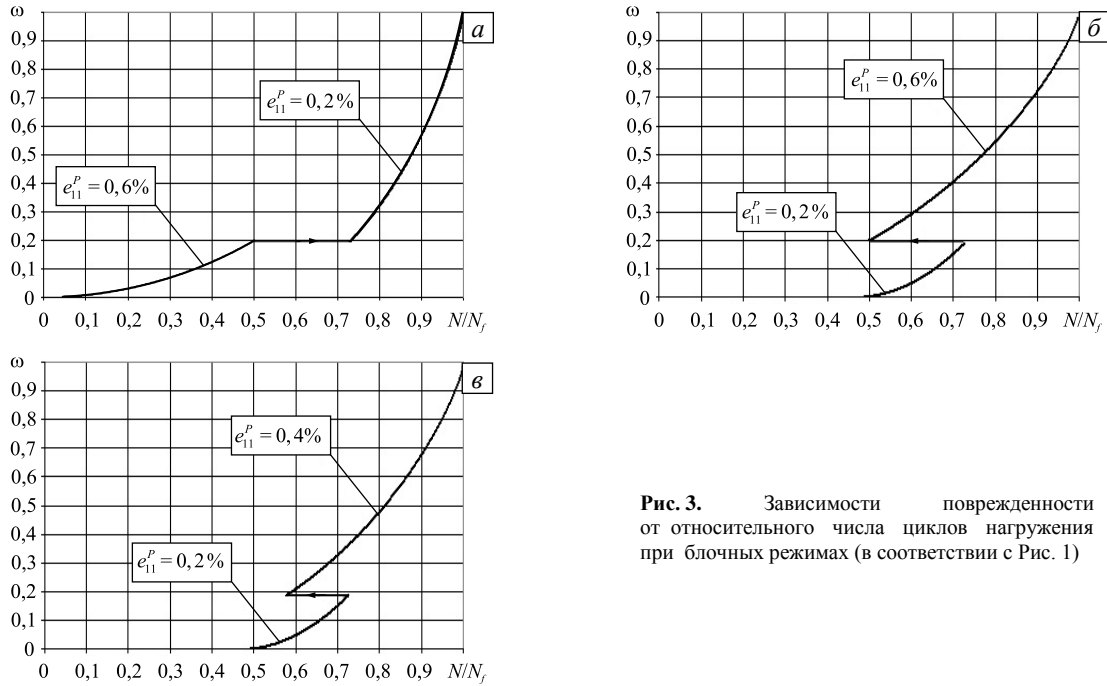


Рис. 3. Зависимости поврежденности от относительного числа циклов нагружения при блочных режимах (в соответствии с Рис. 1)

В условиях двухблочного циклического нагружения по третьему режиму (Рис. 1, в) при переходе от амплитуды $e_{11}^p = 0,6\%$ к амплитуде $e_{11}^p = 0,2\%$ число циклов равняется $N_i = N_1 = 130$, и при $\omega \approx 0,2$ наблюдается переход с одной кривой на другую (Рис. 3, в). Расчетное суммарное количество циклов до разрушения ($\omega_f = 1$) составляет $N_f \cong 643$, что соответствует экспериментальным данным ($N_{f\text{эксп}} = 625$, см. Табл.). Правило линейного суммирования повреждений приводит к результату:

$$\sum(N_i/N_{fi}) \approx 0,75 < 1.$$

Таким образом, сравнение полученного значения с экспериментальным позволяет заключить, что гипотеза линейного суммирования повреждений дает ошибку в неконсервативную сторону (с недостатком) при переходе с большей амплитуды нагружения на меньшую.

Указанные закономерности представлены на рисунках 4, 5 (маркерами ▲, ♦ отмечены экспериментальные данные для каждого испытанного образца), вид которых свидетельствует об их качественном соответствии аналогичным кривым (Рис. 6), полученным J.L. Chaboche для ряда

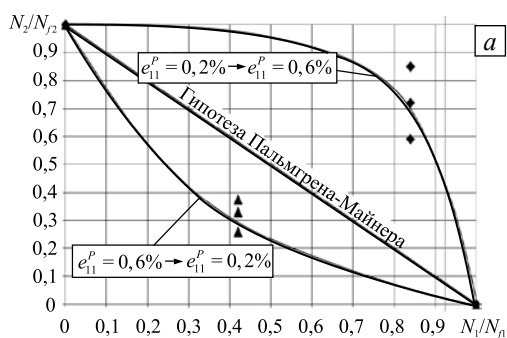


Рис. 4. Экспериментальные результаты для двухблочного нагружения при переходе с большей амплитуды деформирования на меньшую: с $e_{11}^p = 0,6\%$ на $e_{11}^p = 0,2\%$; с $e_{11}^p = 0,2\%$ на $e_{11}^p = 0,6\%$

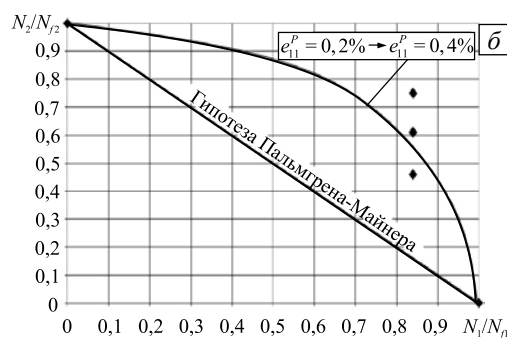


Рис. 5. Экспериментальные результаты для двухблочного нагружения при переходе с меньшей амплитуды деформирования на большую: с $e_{11}^p = 0,2\%$ на $e_{11}^p = 0,4\%$

конструкционных сталей [7] (получить количественные значения не представляется возможным ввиду отсутствия надежных экспериментальных данных по этим материалам).

Сравнение вычисленных и экспериментальных результатов при блочных режимах нагружения позволяет сделать вывод о достоверности определяющих соотношений модели поврежденной среды [4, 5] при малоциклового усталости. Подход, основанный на правиле линейного суммирования повреждений Пальмгрена–Майнера, может приводить при расчетах долговечности как к консервативной (режим на рисунках 1, а, б), так и к неконсервативной оценке (режим на рисунке 1, в). Этот вывод подтверждается экспериментальными и теоретическими исследованиями зарубежных и отечественных авторов [5, 7, 11].

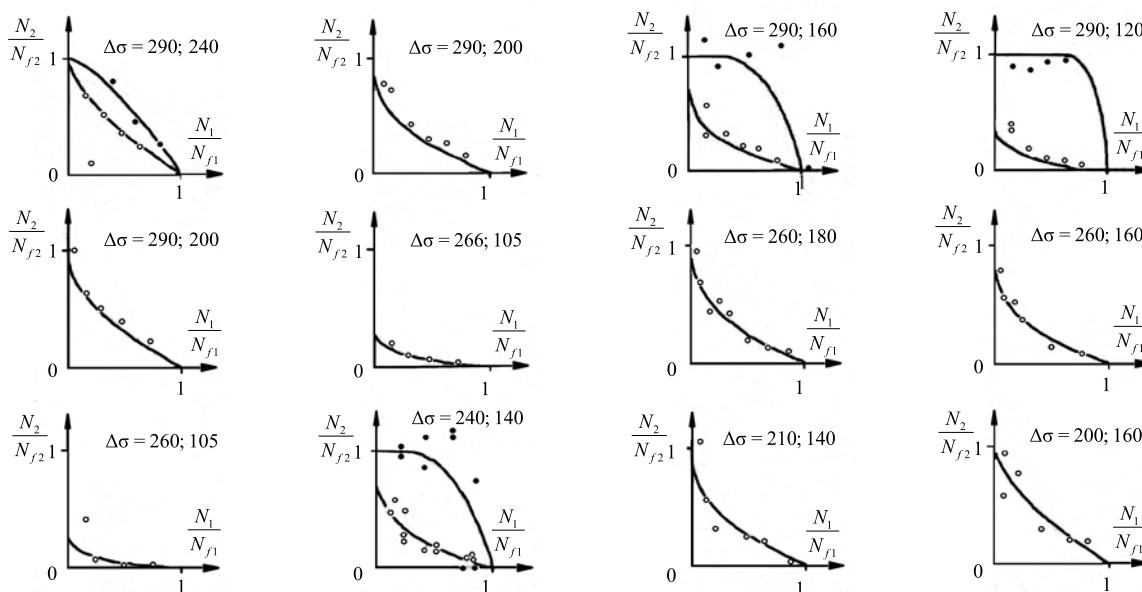


Рис. 6. Экспериментальные результаты для двухблочного нагружения, приведенные в работе J.L. Chaboche [7] (○ – испытания при переходе с большей амплитуды напряжений к меньшей; ● – испытания при переходе с меньшей амплитуды напряжений к большей; амплитуды напряжений указаны в ksi – единицах первоисточника (1ksi=1000 фунтов на квадратный дюйм))

5. Заключение

Проведено сравнение результатов, полученных вычислениями в соответствии с определяющими соотношениями МПС [4, 5], из экспериментов и из работ J.L. Chaboche, при блочных режимах малоциклового нагружения. Показано, что для монотонных процессов определяющие соотношения пластического деформирования, развитые в работах авторов [4, 5], с точностью до констант совпадают с моделью J.L. Chaboche [6].

Проведены экспериментальные исследования усталостной долговечности стали 08X18H10T. Путем сравнения опытных и расчетных данных показано, что модель поврежденной среды, предложенная в [4, 5], позволяет адекватно описывать процессы накопления повреждений при блочном малоциклового нагружении. Структура уравнения накопления усталостных повреждений (10) и критерий разрушения (16), развитые в работах авторов [4, 5], также совпадают с результатами J.L. Chaboche (15) и (17) [7].

Исследована возможность использования правила линейного суммирования повреждений Пальмгрена–Майнера при блочных режимах нагружения. Показано, что данный подход при расчетах усталостной долговечности при нерегулярном нагружении может приводить как к консервативной (при переходе с меньшей амплитуды на большую), так и к неконсервативной (при переходе с большей амплитуды на меньшую) оценке.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 12-08-00204-а).

Литература

1. Митенков Ф.М., Коротких Ю.Г., Кайдалов В.Б. Методология, методы и средства управления ресурсом ядерных энергетических установок. – М.: Машиностроение, 2006. – 596 с.
2. Коллинз Дж. Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение. – М.: Мир, 1984. – 624 с.
3. Романов А.Н. Разрушение при малоцикловом нагружении. – М.: Наука, 1988. – 279 с.
4. Волков И.А., Коротких Ю.Г. Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями. – М.: Физматлит, 2008. – 424 с.
5. Волков И.А., Коротких Ю.Г., Тарасов И.С. Численное моделирование накопления повреждений при сложном пластическом деформировании // Вычисл. мех. сплош. сред. – 2009. – Т. 2, № 1. – С. 5-18. DOI
6. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity // Int. J. Plasticity. – 1989. – Vol. 5, No. 3. – P. 247-302.
7. Chaboche J.L. Une loi differentielle d'endommagement de fatigue avec cumulation non lineaire // Revue Francaise de Mecanique. – 1974. – No. 50-51. – P. 71-82.
8. 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. мех. сплош. сред. – 2010. – Т. 3, № 3. – С. 46-57. DOI
9. Гаруд С. Новый подход к расчету усталости при многоосных нагружениях // Труды Америк. об-ва инж.-мех. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. – 1981. – Т. 103, № 2. – С. 41-51. DOI
10. Даулинг Н.Е. Расчет усталостной долговечности при сложных историях нагружения // Труды Америк. об-ва инж.-мех. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. – 1983. – Т. 105, № 3. – С. 69-79. DOI
11. Бернард-Коннолли М., Бью-Куок Т., Бирон А. Усталость коррозионно-стойкой стали 304 при испытаниях в условиях многоступенчатой контролируемой деформации // Труды Америк. об-ва инж.-мех. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов. – 1983. – Т. 105, № 3. – С. 47-53. DOI

References

1. Mitenkov F.M., Korotkikh Yu.G., Kaidalov V.B. *Metodologiya, metody i sredstva upravleniya resursom yadernykh energeticheskikh ustanovok* [Methods, techniques and management facilities of nuclear power plants resources]. Moscow, Mashinostroenie publ., 2006. 596 p.
2. Kollinz Dzh. *Povrezhdenie materialov v konstruktivnykh. Analiz, predskazanie, predotvrashchenie* [Damage to materials in the construction. The analysis, prediction, prevention]. Moscow, Mir publ., 1984. 624 p.
3. Romanov A.N. *Razrushenie pri malotsiklovom nagruzhenii* [Fracture under low-cycle loading]. Moscow, Nauka publ., 1988. 280 p.
4. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G. *Uravneniya sostoianiia viazkouprugoplasticheskikh sred s povrezhdeniiami* [Equations of state for viscoelastoplastic media with damage]. Moscow, Fizmatlit publ., 2008. 424 p.
5. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G., Tarasov I.S. Numerical modeling of damage accumulation under complex plastic deformation. *Vycisl. meh. splos. sred – Computational Continuum Mechanics*, 2009, vol. 2, no. 1, pp. 5-18. DOI
6. Chaboche J.L. Constitutive equation for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity. *Int. J. Plasticity*, 1989, vol. 5, no. 3, pp. 247-302.
7. Chaboche J.L. Une loi differentielle d'endommagement de fatigue avec cumulation non lineaire [A differential law for non-linear cumulative fatigue damage]. *Revue Francaise de Mecanique*, 1974, no. 50-51, pp. 71-82.
8. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G., Shishulin D.N. Principles and methods for determination of scalar material parameters of plastic flow theory with kinematic and isotropic hardening. *Vycisl. meh. splos. sred – Computational Continuum Mechanics*, 2010, vol. 3, no. 3, pp. 46-57. DOI
9. Garud Y.S. A new approach to the evaluation of fatigue under multiaxial loadings. *J. Eng. Mater. Technol.*, 1981, vol. 103, no. 2, pp. 118-125. DOI
10. Dawling N.E. Fatigue life prediction for complex load versus time histories. *J. Eng. Mater. Technol.*, 1983, vol. 105, no. 3, pp. 206-214. DOI
11. Bernard-Connolly M., Bui-Quoc T., Biron A. Multilevel strain controlled fatigue on a type 304 stainless steel. *J. Eng. Mater. Technol.*, 1983, vol. 105, no. 3, pp. 188-194. DOI

Поступила в редакцию 18.10.2013; опубликована в электронном виде 31.03.2014

Сведения об авторах

Волков Иван Андреевич, дфмн, проф., зав.каф., Волжская государственная академия водного транспорта (ВГАВТ), 603005, Нижний Новгород, ул. Нестерова, д. 5; E-mail: prpmtmvgavt@yandex.ru

Коротких Юрий Георгиевич, дфмн, проф., ВГАВТ; E-mail: prpmtmvgavt@yandex.ru

Панов Владимир Александрович, дтн, проф., нач. расчетного отд., ОАО «ОКБМ Африкантов», 603074, Нижний Новгород, Бурунаковский проезд, д. 15; E-mail: shisha-ne@rambler.ru

Шишулин Денис Николаевич, ктн, нач. бюро систем диагностики, ОАО «ОКБМ Африкантов»; E-mail: shisha-ne@rambler.ru