

Г.Б. КРЫЖЕВИЧ, А.Р. ФИЛАТОВ

ФГУП «Крыловский государственный научный центр», Санкт-Петербург

МОДЕЛЬ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ И КРИТЕРИИ МАЛОЦИКЛОВОЙ УСТАЛОСТИ КОНСТРУКЦИЙ

Предложен новый метод расчета малоцикловой усталости, учитывающий снижение предельных пластических деформаций при стесненном деформировании, циклическую повреждаемость материала, основанную на критерии Смита – Уотсона – Топпера (SWT), и осреднение напряженного состояния в размере d структурного элемента. С применением метода конечных элементов выполнена расчетная оценка долговечности конструкции из алюминиевого сплава. Проведено сравнение расчетной и экспериментальной долговечностей, получена приемлемая сходимость результатов.

Ключевые слова: пластичность, нелинейное кинематическое упрочнение, алюминиевые сплавы, малоцикловая усталость, деформационные критерии.

Авторы заявляют об отсутствии возможных конфликтов интересов.

Для цитирования: Крыжевич Г.Б., Филатов А.Р. Модель упругопластического деформирования алюминиевых сплавов и критерии малоцикловой усталости конструкций. Труды Крыловского государственного научного центра. 2018; Специальный выпуск 2: 85–95.

УДК 629.5.081.21:539.37

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-S-I-85-95

G.B. KRYZHEVICH, A.R. FILATOV

Krylov State Research Centre, Moskovskoe shosse, 44, St. Petersburg, Russia

ELASTOPLASTIC STRAINING MODEL OF ALUMINUM ALLOYS AND LOW-CYCLE STRUCTURAL FATIGUE CRITERIA

This paper suggests a new method of low-cycle fatigue calculation taking into account reduction of limit plastic strains under constrained deformation, cyclic damageability of material based on Smith-Watson-Topper theory and averaging of stressed state in d dimension of structural element. Finite-element method is used to assess service life of an aluminium-alloy structure. Calculation results for service life have been compared versus experimental data, and acceptable convergence of results has been obtained.

Key words: plasticity, non-linear kinematic strengthening, aluminium alloys, low-cycle fatigue, strain criteria.

Authors declare lack of the possible conflicts of interest.

For citations: Kryzhevich G.B., Filatov A.R.. Elastoplastic straining model of aluminum alloys and low-cycle structural fatigue criteria. Transactions of the Krylov State Research Centre. 2018; Special issue 2: 85–95 (in Russian).

УДК 629.5.081.21:539.37

DOI: 10.24937/2542-2324-2018-2-S-I-85-95

Введение

При циклическом нагружении конструкций в местах концентрации напряжений возможно появление пластических деформаций, что отрицательно сказывается на ресурсе конструкций. Существующие модели [1, 10] усталостного разрушения учитывают как размах упругой деформации, так и размах пластической деформации за цикл. Поэтому важно уметь вычислять накопление пластических деформаций со степенью точности, соответствующей точности прогноза ресурса узлов конструкций.

В работе приводится обзор и анализ существующих моделей пластического упрочнения материала.

Выполненный анализ дает возможность предложить новую модель упругопластического деформирования и основанный на ней новый метод расчета малоцикловой усталости.

Оценка напряженно-деформированного состояния узлов при циклическом нагружении

Современные модели пластического упрочнения основываются на критерии f течения:

$$f = \sigma_{eq} - R = 0, \quad (1)$$



где σ_{eq} – функция эквивалентного напряжения; R – функция характерного размера поверхности нагружения (поверхности текучести). Для металлических материалов эквивалентное напряжение чаще всего вычисляют согласно критерию Губера – Мизеса наибольших октаэдрических касательных напряжений (или, что эквивалентно, наибольшей удельной энергии формоизменения):

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} &= \sqrt{\frac{3}{2} \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \right) : \left(\boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \mathbf{1} \right)} = \\ &= \sqrt{\frac{3}{2} \mathbf{S} : \mathbf{S}},\end{aligned}\quad (2)$$

где $\boldsymbol{\sigma}$ – тензор напряжений; $\mathbf{1}$ – единичный тензор; \mathbf{S} – девиаторная часть тензора напряжений.

Вообще, в критерии течения (1) эквивалентное напряжение и размер поверхности нагружения являются, в том числе, функциями (накопленных) пластических деформаций:

$$\sigma_{eq} = \sigma_{eq}(\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}); \quad (3)$$

$$R = R(\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}). \quad (4)$$

где $\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}$ – тензор пластических деформаций. В существующих моделях условие (3) чаще всего соответствует поступательному движению поверхности нагружения в пространстве главных напряжений и называется кинематическим упрочнением (рис. 1a), а условие (4) – равномерному «расширению» или «сужению» поверхности нагружения и называется изотропным упрочнением (рис. 1б).

Рис. 1. Модели упрочнения (эволюция поверхности нагружения в пространстве главных напряжений) [4]: а) кинематическая; б) изотропная

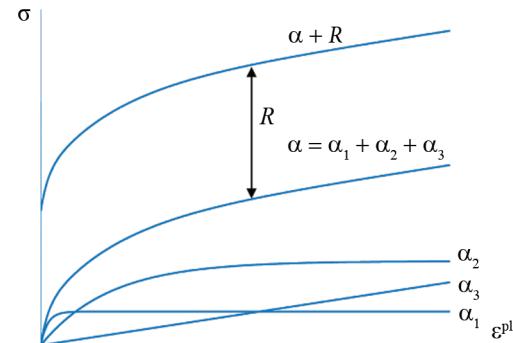
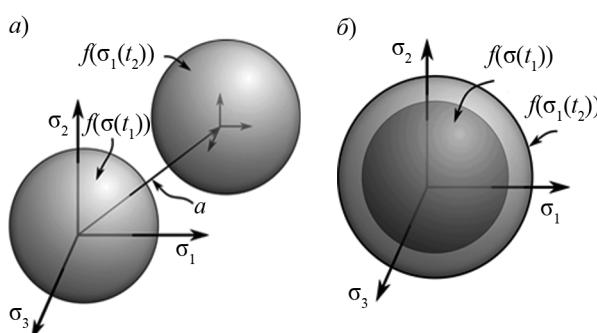


Рис. 3. Модель Армстронга – Фредерика – Шабоша с двумя нелинейными частями α_1 , α_2 и одной линейной частью α_3 ($n = 3$) в координатах $(\hat{\varepsilon}^{pl}, \sigma)$. Случай одноосного растяжения (6) [5]

Для металлов наилучшей сходимости с результатами экспериментов удается достичь при использовании модели нелинейного кинематического упрочнения Армстронга – Фредерика – Шабоша [2, 3] (рис. 1a, 2, 3), в которой эквивалентное напряжение (3) вычисляется согласно критерию Губера – Мизеса (2):

$$\begin{aligned}\sigma_{eq} &= \sqrt{\frac{3}{2} (\mathbf{S} - \mathbf{a}) : (\mathbf{S} - \mathbf{a})}; \quad \mathbf{a} = \mathbf{a} - \frac{1}{3} \text{tr}(\mathbf{a}) \mathbf{1}; \\ \mathbf{a} &= \sum_{i=1}^n \mathbf{a}_i; \quad d\mathbf{a}_i = \frac{2}{3} C_i d\boldsymbol{\varepsilon}^{pl} - \gamma_i \mathbf{a}_i d\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl}; \\ d\hat{\boldsymbol{\varepsilon}}^{pl} &= \sqrt{\frac{2}{3} d\boldsymbol{\varepsilon}^{pl} : d\boldsymbol{\varepsilon}^{pl}},\end{aligned}\quad (5)$$

Рис. 2. Модель Армстронга – Фредерика (n = 1) в пространстве главных напряжений (слева) и соответствующая диаграмма линейного растяжения (справа) [5]: 1 – предельное положение поверхности нагружения; 2 – предельное смещение α ; 3 – текущая поверхность нагружения

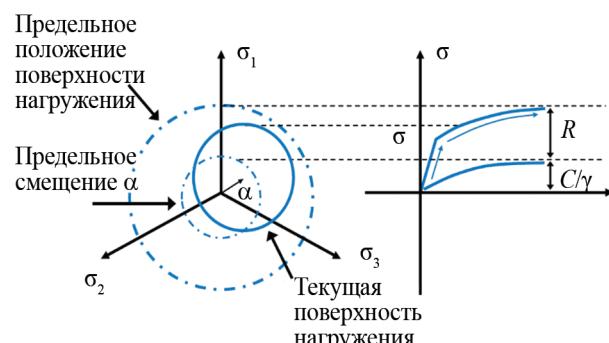
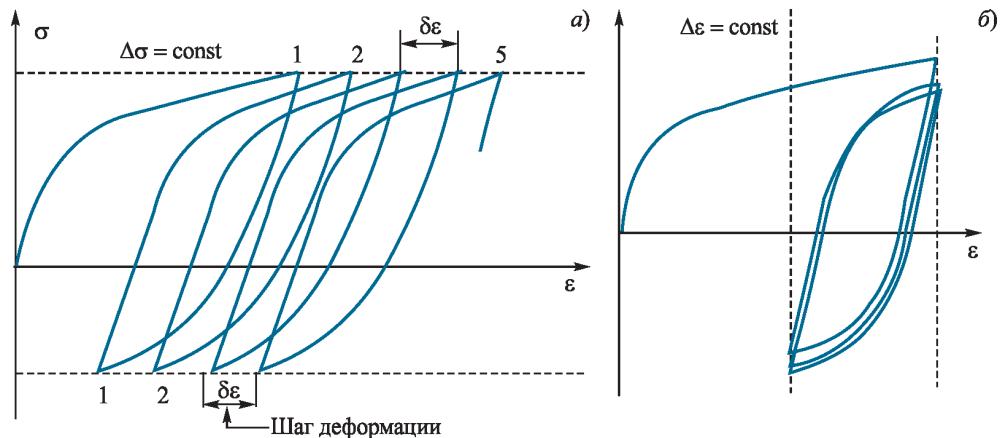


Рис. 4. Эффекты при несимметричных циклических нагрузлениях [6]: а) вышагивание (ratchetting) петли упругопластического гистерезиса при мягком нагружении; б) релаксация средних напряжений при жестком нагружении



где α – тензор смещения поверхности нагружения (тензор остаточных микронапряжений), являющийся суперпозицией n тензоров (микронапряжений); C_i и γ_i – начальный модуль упрочнения и его коэффициент убывания соответственно. В случае одноосного напряженного состояния тензоры остаточных микронапряжений модели (5) приобретают скалярный (однокомпонентный) вид:

$$\alpha_i = \begin{cases} \frac{C_i}{\gamma_i} \left(1 - e^{-\gamma_i \hat{\varepsilon}^{pl}}\right) & \text{при } C_i \neq 0 \wedge \gamma_i \neq 0; \\ C_i \hat{\varepsilon}^{pl} & \text{при } C_i = 0 \wedge \gamma_i \neq 0; \\ e^{-\gamma_i \hat{\varepsilon}^{pl}} & \text{при } C_i \neq 0 \wedge \gamma_i = 0. \end{cases} \quad (6)$$

Нелинейная кинематическая модель, в отличие от линейной или полилинейной, позволяет учитывать [6]:

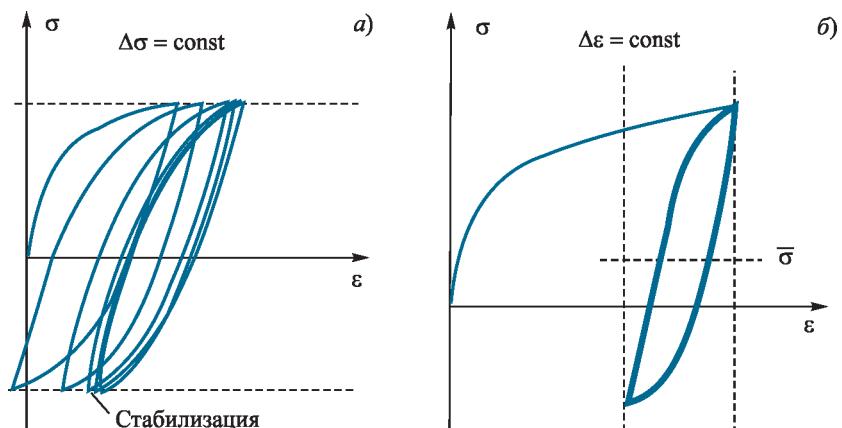
- эффект Баушингера;

- вышагивание (ratchetting) петли упругопластического гистерезиса при мягком несимметричном циклическом нагружении (рис. 4а);
- релаксацию средних напряжений (mean stress relaxation) при жестком несимметричном циклическом нагружении (рис. 4б);
- стабилизацию (shakedown) петли упругопластического гистерезиса при мягком несимметричном циклическом нагружении (рис. 5а);
- отсутствие релаксации средних напряжений (nonrelaxation of mean stress) при жестком несимметричном циклическом нагружении (рис. 5б).

Однако кинематическая модель не может описать эффекты циклического упрочнения или разупрочнения материала. Подобные эффекты описывает модель изотропного упрочнения (4), один из первых нелинейных вариантов которой был предложен Войсом [7]:

$$R = \sigma_0 + R_0 \hat{\varepsilon}^{pl} + R_\infty \left(1 - e^{-b \hat{\varepsilon}^{pl}}\right), \quad (7)$$

Рис. 5. Эффекты при несимметричных циклических нагрузлениях [6]: а) стабилизация (shakedown) петли упругопластического гистерезиса при мягком нагружении; б) отсутствие релаксации средних напряжений при жестком нагружении



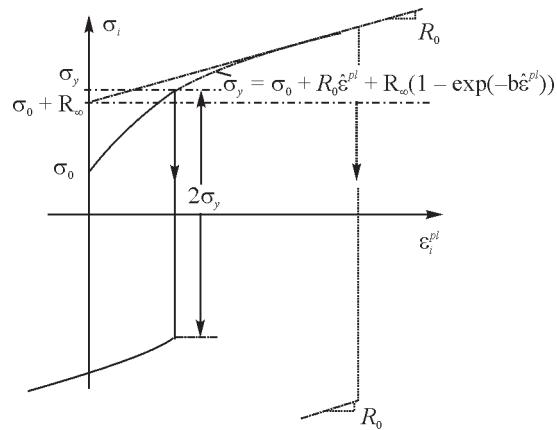


Рис. 6. Модель Войса нелинейного изотропного упрочнения в координатах интенсивности напряжений и интенсивности пластических деформаций [4]

где R – текущий размер поверхности нагружения; σ_0 – начальный размер поверхности нагружения (предел пропорциональности); R_0 – модуль линейного упрочнения; b и R_∞ – параметры модели (рис. 6).

В работе [8] исследовано поведение образцов сплава 1570 при жестком циклическом нагружении и выполнено сравнение экспериментальных деформаций с расчетными, полученными с использованием совместной модели полилинейного изотропного и нелинейного кинематического упрочнений (5). Были выполнены два варианта расчета жесткого не-

симметричного циклического нагружения с деформацией $\varepsilon = 0,0155 \pm 0,01$ (рис. 7):

- с применением комбинированной модели упрочнения с параметрами, полученными из диаграмм симметричного циклического деформирования при $\varepsilon = \pm 0,01$ (вариант 1);
- с использованием комбинированной модели упрочнения с параметрами, полученными из диаграмм несимметричного циклического деформирования при $\varepsilon = 0,0155 \pm 0,01$ (вариант 2).

Выявлено, что в первом варианте с начальными полуциклов нагрузки возникает существенная ошибка, носящая, однако, консервативный характер (одинаковый размах напряжений при большем среднем). Во втором варианте наблюдается очень хорошая сходимость результатов расчета и эксперимента. Таким образом, выбор диаграмм циклического деформирования для определения постоянных параметров C_i и γ_i модели Армстронга – Фредерика – Шабоша критически сказывается на точности результатов расчета. В связи с этим в [8] приводится рекомендация использования переменных параметров модели (5) в зависимости от меры ω накопленных повреждений:

$$C_i = C_i(\omega), \gamma_i = \gamma_i(\omega), R = R(\omega), i = 1, \dots, n.$$

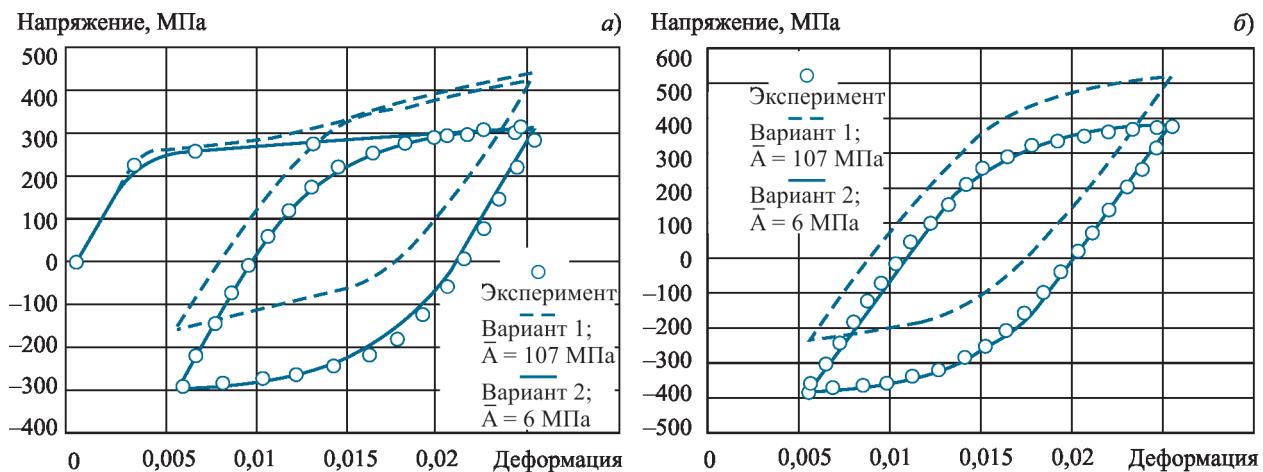
После этого предложены два варианта определения меры накопленных повреждений:

- мера накопленных повреждений является ненормированной и равна накопленной пластической деформации:

$$\omega = \hat{\varepsilon}^{pl};$$

(8)

Рис. 7. Сравнение расчетных и экспериментальных деформаций при жестком несимметричном циклическом нагружении $\varepsilon = 0,0155 \pm 0,01$ образца алюминиевого сплава 1570 [8]: а) полуцикли 0–2; б) полуцикли 100–101



- мера накопленных повреждений является нормированной и определяется исходя из линейного правила суммирования Палмгрена – Майнера (9), использующего деформационный критерий Мэнсона – Коффина (10):

$$\omega = \sum_{j=1}^N \Delta\omega_j = \sum_{j=1}^N (\omega_j - \omega_{j-1}) = \omega_N \leq 1, \quad (9)$$

$$\text{где } \frac{\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl}}{2} = \varepsilon'_f (2N_{f,j})^c \Rightarrow N_{f,j} = \frac{1}{2} \left(\frac{\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl}}{2\varepsilon'_f} \right)^{1/c}; \quad (10)$$

$$\Delta\omega_j = \frac{1}{N_{f,j}} \Rightarrow \omega_k = \frac{1}{2(2\varepsilon'_f)^{1/c}} \sum_{j=1}^k (\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl})^{\frac{1}{c}}, \quad (11)$$

где j – номер цикла нагружения; N – общее число циклов нагружения; ω_0 – начальная мера накопленных повреждений; ω_k – мера накопленных повреждений за k циклов нагружения; $\Delta\omega_j$ – мера накопленных повреждений на j -м цикле; $\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl}$ – размах накопленной пластической деформации на j -м цикле; $N_{f,j}$ – долговечность при размахе $\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl}$; ε'_f – коэффициент усталостной вязкости; c – показатель экспоненты Мэнсона – Коффина.

В развитие этих идей авторы предлагают также два варианта определения меры накопленных повреждений:

- мера накопленных повреждений, в отличие от (8), равна отношению накопленной пластической деформации к предельной пластической деформации ε_{lim}^{pl} стандартного образца при разрыве:

$$\omega = \frac{\hat{\varepsilon}^{pl}}{\varepsilon_{lim}^{pl}};$$

- мера накопленных повреждений определяется исходя из линейного правила суммирования Палмгрена – Майнера (9), но уже с использованием деформационного критерия Басквина – Мэнсона – Коффина:

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon_j &= \frac{\Delta\varepsilon_j^{el}}{2} + \frac{\Delta\hat{\varepsilon}_j^{pl}}{2} = \\ &= \frac{\sigma'_f}{E} (2N_{f,j})^b + \varepsilon'_f (2N_{f,j})^c, \end{aligned} \quad (12)$$

где $\Delta\varepsilon_j$ – размах полной деформации на j -м цикле; $\Delta\varepsilon_j^{el}$ – размах упругой деформации

на j -м цикле; σ'_f – коэффициент усталостной прочности; E – модуль Юнга; b – показатель экспоненты Басквина. Из уравнения (12) по имеющемуся размаху полной деформации за цикл необходимо аналогично (10) определить величину долговечности, после чего, подобно (11), вычислить меру накопленных повреждений:

$$N_{f,j} = N_{f,j}(\Delta\varepsilon_j); \quad (13)$$

$$\Delta\omega_j = \frac{1}{N_{f,j}(\Delta\varepsilon_j)} \Rightarrow \omega_k = \sum_{j=1}^k \frac{1}{N_{f,j}(\Delta\varepsilon_j)}. \quad (14)$$

Естественным распространением этой идеи на случай несимметричного цикла с пропорциональным нагружением является использование энергетического критерия Смита – Уотсона – Топпера (SWT) [9] при определении меры накопленных повреждений:

$$\sigma_{max,j} \frac{\Delta\varepsilon_j}{2} = \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_{f,j})^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_{f,j})^{b+c}, \quad (15)$$

где $\sigma_{max,j}$ – максимальное напряжение на j -м цикле. Последующее определение меры накопленных повреждений производится по схеме (13)–(14). Стоит отметить, что в случае непропорционального нагружения использование критериев ВМС (Basquin, Manson, Coffin) или SWT может приводить к существенной ошибке в определении меры накопленных повреждений [15] и, как следствие, накопленной пластической деформации.

Известно, что в случае жесткого напряженного состояния происходит снижение предельных пластических деформаций. Учет этого обстоятельства предлагается производить с помощью поправки Махутова [10, 11]:

$$\hat{\varepsilon}_{\varphi}^{pl} = \frac{\hat{\varepsilon}^{pl}}{D_e}; \quad D_e = \begin{cases} \min \left\{ K_e \frac{\sigma_{eq}}{\text{tr}(\boldsymbol{\sigma})}, 1 \right\} & \text{при } \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) > 0; \\ 1 & \text{при } \text{tr}(\boldsymbol{\sigma}) \leq 0, \end{cases} \quad (16)$$

где $\hat{\varepsilon}_{\varphi}^{pl}$ – эффективная накопленная пластическая деформация; K_e – коэффициент, учитывающий свойства материала.

При анализе концентрации напряжений необходимо принимать во внимание осреднение напряженного состояния в размере d структурного элемента, который определяется по формуле [11, 12]



$$d = \frac{2}{\pi} \left(\frac{K_{lc}}{\sigma_c} \right)^2, \quad (17)$$

где K_{lc} – критический коэффициент интенсивности напряжений; $\sigma_c = \sigma_b(1 + 1,4\psi)$ – критическое напряжение при отрыве; σ_b – временное сопротивление отрыву; ψ – относительное сужение поперечного сечения стандартного образца после разрыва.

Это осреднение для эффективной накопленной пластической деформации (16) выглядит следующим образом:

$$\begin{aligned} \overline{\hat{\varepsilon}_{\text{пл}}^{pl}} &= \frac{1}{|A|} \int_A \hat{\varepsilon}_{\text{пл}}^{pl}(x, y, z) dA = \\ &= \frac{1}{O(d^2)} \int_A \frac{\hat{\varepsilon}^{pl}(x, y, z)}{D_e(x, y, z)} dA, \end{aligned} \quad (18)$$

где $\overline{\hat{\varepsilon}_{\text{пл}}^{pl}}$ – осредненная эффективная накопленная пластическая деформация; A – площадка конечных размеров, имеющая площадь порядка d^2 (17), с нормалью, коллинеарной первой главной оси тензора напряжений, осреднение направления которой производится аналогично (18).

Таким образом, в работе предлагается новая модель учета циклической повреждаемости материала на основе критерия SWT (15) при циклическом деформировании конструкции. Полагается, что условия для развития повреждений при малоцикловой усталости формируются не в точке, а в некотором конечном объеме материала, в котором формулируется интегральный критерий с осреднением напряженного состояния. При этом стеснение деформаций приводит к ускоренному развитию усталостных повреждений в области предразрушения.

Пример циклического упругопластического расчета

В работе была исследована усталостная прочность трехслойных панелей из алюминиево-магниевого сплава 6005А-T6, перспективных при использовании в надстройках скоростных и высокоскоростных судов (рис. 8). Монтаж экструзионных трехслойных панелей выполняется с помощью сварки, в процессе которой происходит заметное изменение свойств материала панелей.

Для ряда сваренных панелей была произведена экспериментальная проверка на малоцикловую уста-

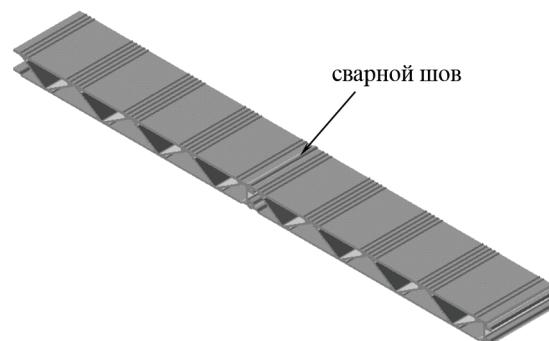


Рис. 8. Модель сварного образца трехслойной алюминиевой панели

лость (рис. 9) и определен характер их разрушения (рис. 10). Представляет интерес расчетная оценка долговечности панелей. Для ее выполнения с использованием метода конечных элементов произведено численное моделирование первых 8 полуциклов эксперимента. Построена конечноэлементная модель (КЭМ) трехслойных панелей с применением элементов типа SOLID186 (рис. 11), в которой для основного металла и сварного шва использовалась модель Армстронга – Фредерика – Шабоша с разными свойствами материала (таблица 1, таблица 2).

Размер конечных элементов был выбран исходя из размера d структурного элемента (17) алюминиевого сплава:

$$d_1 = \frac{2}{\pi} \left(\frac{1000}{270(1+1,4 \cdot 0,85)} \right)^2 \approx 1,8 \text{ мм} \quad \text{– для основного металла,}$$

Таблица 1. Свойства материала для различных частей сваренных трехслойных панелей

Материал	Модуль Юнга, ГПа	Коэффициент Пуассона	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_b , МПа
Основной металл	70	0,33	225	270
Сварной шов			115	165

$$d_2 = \frac{2}{\pi} \left(\frac{1000}{165(1+1,4 \cdot 0,85)} \right)^2 \approx 4,9 \text{ - для сварного шва.}$$

Для учета пластического деформирования конструкции была использована совместная модель нелинейного кинематического упрочнения (5) с одним тензором остаточных микронапряжений и нелинейного изотропного упрочнения (7), параметры которой приведены в таблице 2. Выбор параметров осуществлялся на основе анализа диаграмм истинных напряжений алюминиевого сплава при разрыве.

Таблица 2. Параметры модели Армстронга – Фредерика – Шабоша для различных частей сваренных трехслойных панелей

Материал	C_1 , МПа	γ_1	$R_{0^{\circ}}$, МПа	R_{∞} , МПа	b
Основной металл	1050	17,1	0	61,4	17,1
Сварной шов	1050	13,9	0	75,5	13,9

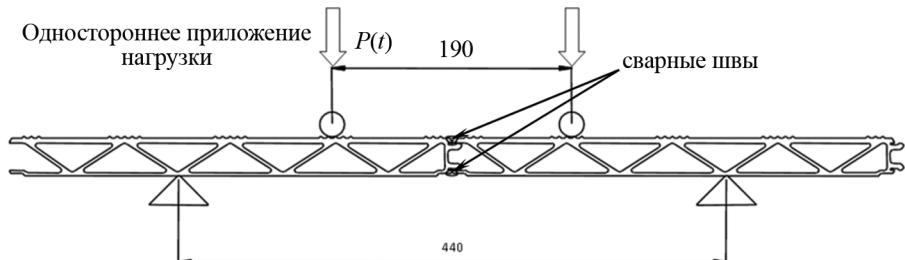


Рис. 9. Схема экспериментальной проверки на малоцикловую усталость



Рис. 10. Типовое разрушение панелей

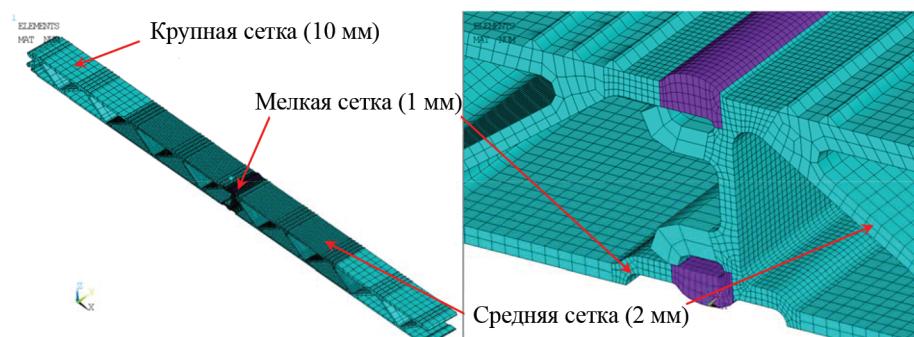


Рис. 11. КЭМ трехслойных панелей. Конечные элементы раскрашены согласно типу материала

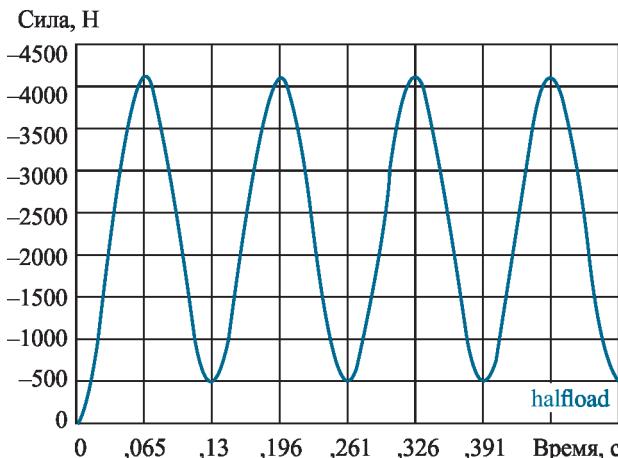


Рис. 12. Зависимость силы от времени в циклическом упругопластическом расчете

В расчете нагрузка прикладывалась по тому же закону, что и в эксперименте (рис. 12):

$$P(t) = P_{\min} + \frac{1}{2}(P_{\max} - P_{\min})(1 - \cos\omega t).$$

Расчет выполнялся в геометрически нелинейной постановке с учетом динамических эффектов. В результате были получены реализации напряжений и деформаций, необходимые для выполнения расчетной оценки долговечности панелей. На рис. 13 представлено распределение накопленных пластических

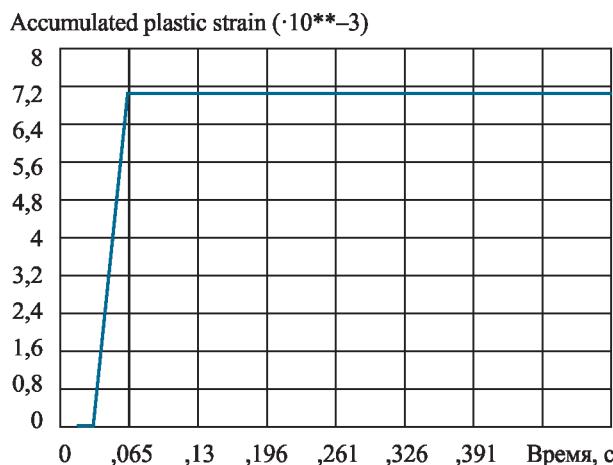


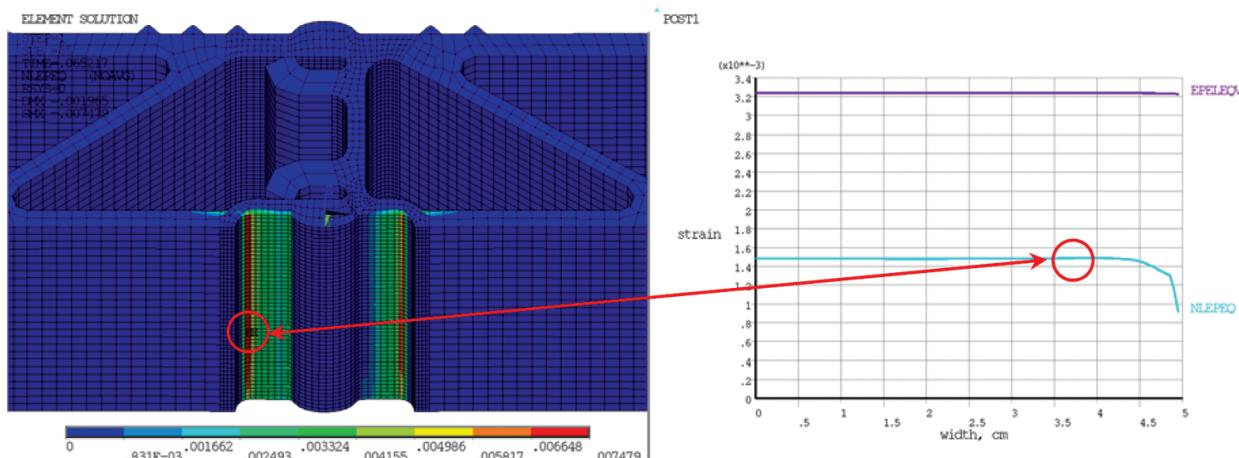
Рис. 14. Зависимость максимальной накопленной пластической деформации от времени

деформаций после первого полуцикла нагружения. Как видно, локализация максимальных пластических деформаций совпадает с местом типового разрушения панелей, представленного на рис. 10. Выявлено, что последующее накопление пластических деформаций отсутствует (рис. 14).

Расчет долговечности

Одна из важных задач работы состояла в расчетной оценке долговечности панелей. Поскольку нагруже-

Рис. 13. Распределение накопленных пластических деформаций (слева), а также график изменения эквивалентной упругой и накопленной пластической деформаций вдоль левого концентратора напряжений (справа) после первого полуцикла нагружения. Красным обведена критическая точка с наибольшей накопленной пластической деформацией



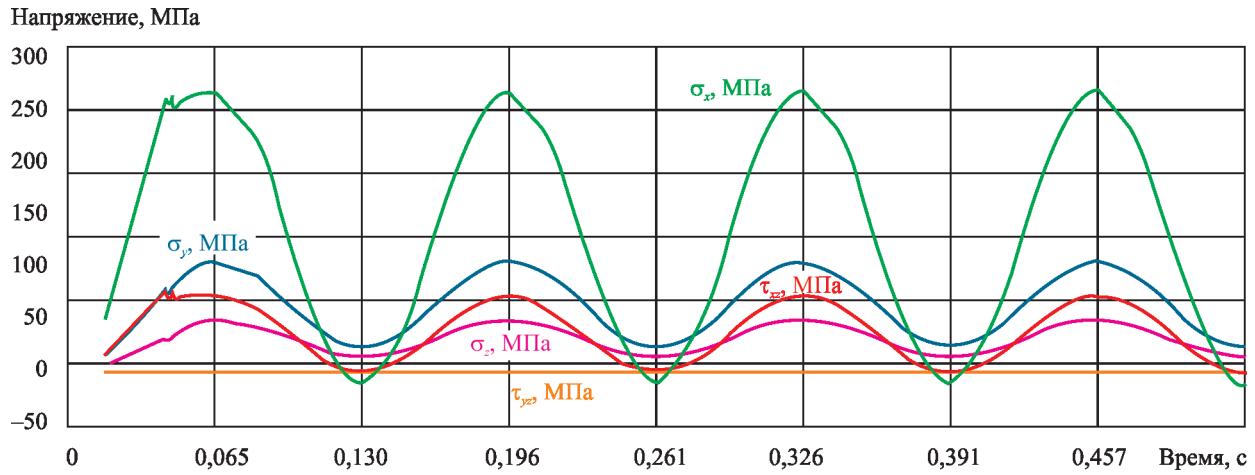


Рис. 15. Реализации компонент тензора напряжений

ние панелей являлось несимметричным (односторонним, рис. 9, рис. 12), в качестве критерия усталостной прочности был выбран критерий SWT [9]:

$$\begin{aligned} \sigma_{\max} \frac{\Delta \varepsilon_1}{2} &= \sigma_{\max} \left(\frac{\Delta \varepsilon_1^{el}}{2} + \frac{\Delta \varepsilon_1^{pl}}{2} \right) = \\ &= \frac{(\sigma'_f)^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma'_f \varepsilon'_f (2N_f)^{b+c}, \end{aligned} \quad (19)$$

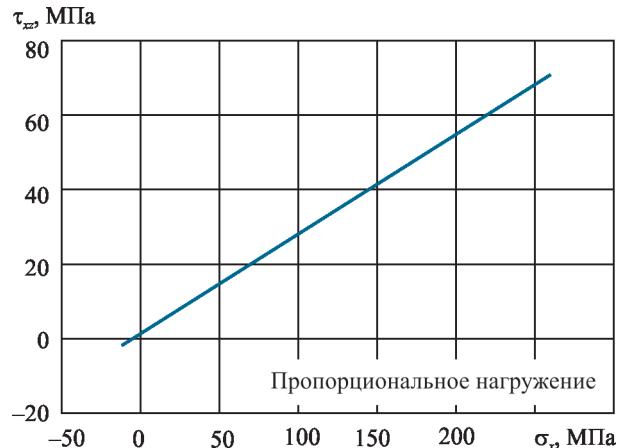
где $\Delta \varepsilon_1$ – размах первой главной деформации за цикл; σ_{\max} – максимальное нормальное напряжение в цикле, сонаправленное первой главной деформации. Для использования критерия (19) требуется убедиться в пропорциональности нагрузки, возникающей в критической точке, показанной на рис. 13. Наилучшим образом наличие или отсутствие пропорциональности нагрузки иллюстрирует диаграмма «растяжение – сдвиг» (рис. 17), которая строится по реализациям компонент тензора напряжений (рис. 16). В данном случае нагрузка явно носит пропорциональный характер.

Уравнение (19) входят как размах первой главной упругой деформации $\Delta \varepsilon_1^{el}$, так и размах первой главной пластической деформации $\Delta \varepsilon_1^{pl}$. Зависимости главных упругих деформаций от времени представлены на рис. 17.

Анализ реализаций на рис. 14, 15 и 17 показывает, что после первого полуцикла нагрузки изменение пластических деформаций отсутствует и процесс

деформирования является установившимся. Таким образом, при определении долговечности требуется выполнить поправку на начальную меру повреждений, полученную за первый полуцикль нагрузки. Для этого в формулу (19) необходимо подставить размах первой главной деформации $\Delta \varepsilon_1 = 0,91\%$ на первом полуцикле и максимальное нормальное напряжение, ей сонаправленное. В качестве такого напряжения было выбрано первое главное напряжение $\max \sigma_1 = 213$ МПа. Параметры алюминиевого сплава для критерия SWT были взяты по усредненному методу Мегиоларо – Кастро [13]:

Рис. 16. Связь между растяжением и сдвигом в критической точке за время циклического нагружения



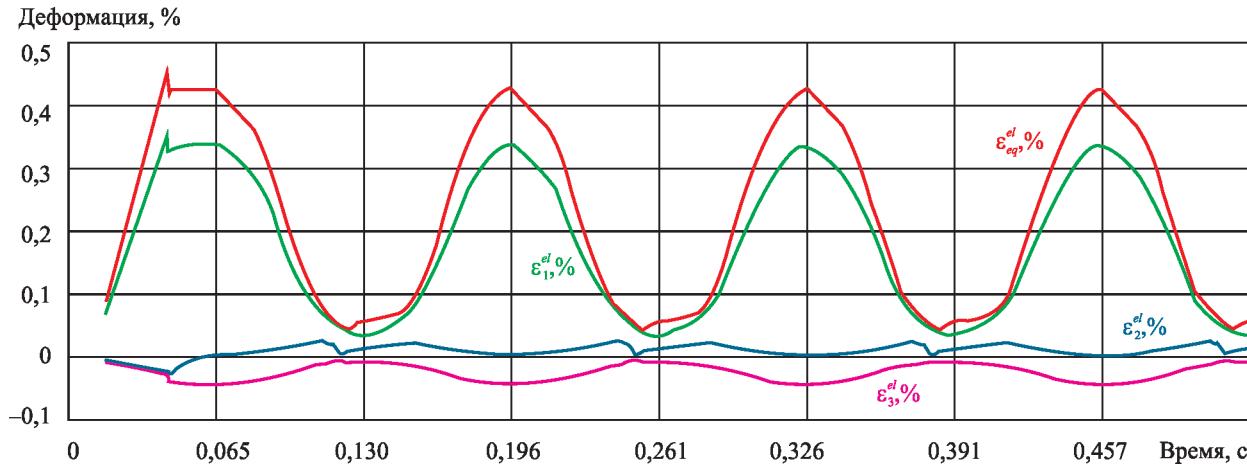


Рис. 17. Реализация эквивалентной (ε_{eq}^{el}) и главных (ε_1^{el} , ε_2^{el} , ε_3^{el}) упругих деформаций

$$\begin{aligned}\sigma_f' &= 1,9\sigma_b = 513 \text{ МПа}; \\ b &= -0,09; \quad \varepsilon_f' = 0,28; \\ c &= -0,66.\end{aligned}\quad (20)$$

Корнем уравнения (19) с коэффициентами (20) является $N_{f0} \approx 3,33 \cdot 10^3$, откуда начальная мера повреждений равна

$$\omega_0 = 1/N_{f0} \approx 0,03 \%. \quad (21)$$

На установившемся режиме циклического деформирования правая часть (19) имеет значения

$$\Delta\varepsilon_1 = 0,31 \%; \quad \max\sigma_1 = 280 \text{ МПа},$$

что приводит к долговечности

$$N_f = 98,82 \cdot 10^3. \quad (22)$$

Окончательное расчетное значение с поправкой на начальную меру повреждений (21):

$$N_f' = N_f \cdot (1 - \omega_0) \approx 98,79 \cdot 10^3. \quad (23)$$

Как видно, разница между (22) и (23) невелика, что обусловлено низкой начальной мерой повреждений (21). Точность определения начальной меры повреждений зависит от точности вычисления пластических деформаций, которая заметно падает, если при расчете несимметричного циклического нагружения используются постоянные параметры модели (5), полученные при симметричном нагружении.

Средняя долговечность в эксперименте составила $N_{cp} = 70,50 \cdot 10^3$, откуда погрешность ее вычисления

$$\delta N_f = \frac{|\lg N_f - \lg N_{cp}|}{\lg N_{cp}} = 3,0 \%,$$

что является приемлемым результатом (см., например, рекомендации [14] по определению $S-N$ кривой).

Заключение

Предложен новый метод расчета малоциклической усталости конструкций из алюминиевых сплавов, основанный на критерии SWT и включающий в себя новую модель упругопластического деформирования алюминиевых сплавов, учитывающую изменение своих параметров в зависимости от меры накопленных повреждений, для которой дается несколько алгоритмов ее определения. Во всех вариантах вычисления меры накопленных повреждений участвует накопленная пластическая деформация, определение которой предлагается производить с учетом осреднения по конечной площадке, имеющей площадь порядка квадрата размера структурного элемента. В процессе осреднения накопленной пластической деформации необходимо учитывать снижение предельных пластических деформаций при стесненном деформировании.

В работе были решены следующие задачи:

- выполнен циклический упругопластический расчет с применением совместной модели нелинейного кинематического и нелинейного изотропного упрочнений;
- в результате расчета определены зоны потенциального усталостного разрушения, совпадающие с местами усталостного разрушения в эксперименте;

- по результатам циклического упругопластического расчета выполнена оценка долговечности с использованием энергетического критерия SWT;
- расчетная долговечность сопоставлена с экспериментальной, получена приемлемая сходимость результатов.

Библиографический список

1. *Stephens R.I., Fatemi A., Stephens R.R., Fuchs H.O.* Metal fatigue in engineering. NY: Wiley-Interscience, 2001.
2. *Chaboche J.L.* Constitutive equations for cyclic plasticity and cyclic viscoplasticity // International Journal of Plasticity. 1989. Vol. 5. P. 247–302.
3. *Chaboche J.L.* On some modifications of kinematic hardening to improve the description of ratcheting effects // International Journal of Plasticity. 1991. Vol. 7. P. 661–678.
4. ANSYS mechanical APDL material reference. Canonsburg: SAS IP, Inc., November 2013.
5. ANSYS mechanical advanced nonlinear materials. Advanced metal plasticity. Canonsburg: SAS IP, Inc., 22 February 2012.
6. *Chaboche J.L.* Mechanics of solid materials. NY: Cambridge University Press, 2009.
7. *Voce E.* A practical strain-hardening function // Metallurgica. 1955. 51. P. 219.
8. *Абашев Д.Р.* Развитие модели упругопластического деформирования, критериев усталости и методик идентификации материальных параметров конструкционных сплавов. Королёв: ФГУП «ЦНИИмаш», 2016.
9. *Smith K.N., Watson P., Topper T.H.* A stress-strain function for the fatigue of materials // J. Mater. 1970. 5. P. 767–778.
10. *Махутов Н.А.* Деформационные критерии и расчет элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981.
11. Крыжевич Г.Б., Филатов А.Р. Анализ особенностей напряженно-деформированного состояния составного крыла с прерывистыми связями и разработка рекомендаций по его рациональному проектированию // Труды IX международной конференции «Военно-морской флот и судостроение в современных условиях». СПб.: ФГУП «Крыловский государственный научный центр», 2017.
12. Морозов Н.Ф., Петров Ю.В., Смирнов В.И. Предельное равновесие хрупких тел с концентратами напряжений. Структурный подход. СПб.: Издательство СПбГУ, 2011.
13. Meggiolaro M.A., Castro J.T.P. Statistical evaluation of strain-life fatigue crack initiation predictions // International Journal of Fatigue. May 2004. 5. Vol. 26. P. 463–476.
14. DNV-GL Probabilistic methods for planning of inspection for fatigue cracks in offshore structures. DNV GL AS, November 2015.
15. Yu Z.-Y., Zhu S.-P., Liu Q., Liu Y. A new energy-critical plane damage parameter for multiaxial fatigue life prediction of turbine blades // Materials. 2017. T. 10(5).

Сведения об авторах

Крыжевич Геннадий Брониславович, д.т.н., профессор, начальник сектора ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Адрес: 196158, Россия, г. Санкт-Петербург, Московское шоссе, 44. Телефон: (812) 415-46-74. E-mail: g_kryzhevich@ksrc.ru.

Филатов Антон Романович, аспирант, научный сотрудник ФГУП «Крыловский государственный научный центр». Телефон: (812) 415-48-21. E-mail: st024540@student.spbu.ru.

Поступила / Received: 02.03.18
Принята в печать / Accepted: 03.05.18
© Коллектив авторов, 2018

