

Савкин А.Н., Сундер Р., Денисевич Д.С., Седов А.А., Бадиков К.А. Влияние последовательности нагружения на кинетику роста трещины: теория, модель, эксперимент // Вестник Пермского национального исследовательского политехнического университета. Механика. – 2018. – № 4. – С. 246-255. DOI: 10.15593/perm.mech/2018.4.22

Savkin A.N., Sunder R., Denisevich D.S., Sedov A.A., Badikov K.A. Load interaction effects during near-threshold fatigue crack growth under variable amplitude: theory, model, experiment. *PNRPU Mechanics Bulletin*, 2018, no. 4, pp. 246-255. DOI: 10.15593/perm.mech/2018.4.22



ВЕСТНИК ПНИПУ. МЕХАНИКА

№ 4, 2018

PNRPU MECHANICS BULLETIN

<http://vestnik.pstu.ru/mechanics/about/inf/>



DOI: 10.15593/perm.mech/2018.4.22

УДК 539.319-539.377

ВЛИЯНИЕ ПОСЛЕДОВАТЕЛЬНОСТИ НАГРУЖЕНИЯ НА КИНЕТИКУ РОСТА ТРЕЩИНЫ: ТЕОРИЯ, МОДЕЛЬ, ЭКСПЕРИМЕНТ

А.Н. Савкин, Р. Сундер, Д.С. Денисевич, А.А. Седов, К.А. Бадиков

Волгоградский государственный технический университет, Волгоград, Россия

О СТАТЬЕ

Получена: 03 июля 2018 г.
Принята: 20 сентября 2018 г.
Опубликована: 28 декабря 2018 г.

Ключевые слова:

скорость роста трещины, закрытие трещины, циклическая пластическая зона, коэффициент интенсивности напряжений (КИН), пороговое значение размаха КИН, нерегулярное нагружение, пластичность, микронапряжения, кинематическое упрочнение.

АННОТАЦИЯ

Рассматривается проблема учета последовательности нагружения, возникающая при расчете долговечности деталей с дефектом в виде трещины. Приведен краткий обзор существующих моделей, в частности, большая часть из них объясняет исследуемый феномен эффектом закрытия трещины. В то же время чувствительность к последовательности нагружения наблюдается при высоких значениях асимметрии цикла, когда закрытие минимально, что ставит под сомнение адекватность данных подходов.

С целью построения физически обоснованной модели авторами исследуются механизмы роста трещины при различных скоростях (участок Пэриса, околороговая область), предлагается теория хрупкого разрушения в околороговой области роста трещины. Новый подход основан на связи напряжения раскрытия в окрестности вершины трещины с пороговым значением размаха коэффициента интенсивности напряжений.

Разработана численно-аналитическая методика расчета напряжений в окрестности вершины трещины при произвольной последовательности нагружения. В основе данной методики лежит вариант теории пластичности, рассматривающий комбинированное изотропно-трансляционное упрочнение и линейное правило определения деформации в окрестности трещины. Трансляционное упрочнение реализовано в рамках закона Фредерика-Армстронга и правила суммирования смещений Шабози. Интегрирование скоростных соотношений осуществлялось на основе процедуры проецирования напряжений на поверхность нагружения (неявный метод Эйлера).

Приведена методика экспериментальных исследований, необходимых для настройки модели и ее верификации. Представлены результаты сравнения экспериментальных и расчетных данных по долговечности, полученные при регулярном нагружении с перегрузками/недогрузками в различных вариациях и при спектральном нагружении. Во всех случаях получено удовлетворительное соответствие с высоким значением коэффициента корреляции.

© ПНИПУ

© Савкин Алексей Николаевич – д.т.н., проф., e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-7276-9850](https://orcid.org/0000-0002-7276-9850)

Сундер Рамасуббу – д.т.н., проф., e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-5339-0132](https://orcid.org/0000-0002-5339-0132)

Денисевич Денис Сергеевич – ассистент, e-mail: adven148@ya.ru, [ID 0000-0003-2278-251X](https://orcid.org/0000-0003-2278-251X)

Седов Александр Александрович – к.т.н., доц., e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-1529-7180](https://orcid.org/0000-0002-1529-7180)

Бадиков Кирилл Андреевич – аспирант, e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-4069-4778](https://orcid.org/0000-0002-4069-4778)

Alexey N. Savkin – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-7276-9850](https://orcid.org/0000-0002-7276-9850)

Ramasubbu Sunder – Doctor of Technical Sciences, Professor, e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-5339-0132](https://orcid.org/0000-0002-5339-0132)

Denis S. Denisevich – Assistant, e-mail: adven148@ya.ru, [ID 0000-0003-2278-251X](https://orcid.org/0000-0003-2278-251X)

Alexander A. Sedov – CSc in Technical Sciences, Associate Professor,

e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-1529-7180](https://orcid.org/0000-0002-1529-7180)

Kirill A. Badikov – PhD Student, e-mail: sopromat@vstu.ru, [ID 0000-0002-4069-4778](https://orcid.org/0000-0002-4069-4778)



Эта статья доступна в соответствии с условиями лицензии Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial 4.0 International License (CC BY-NC 4.0)

LOAD INTERACTION EFFECTS DURING NEAR-THRESHOLD FATIGUE CRACK GROWTH UNDER VARIABLE AMPLITUDE: THEORY, MODEL, EXPERIMENT

A.N. Savkin, R. Sunder, D.S. Denisevich, A.A. Sedov, K.A. Badikov

Volgograd State Technical University, Volgograd, Russian Federation

ARTICLE INFO

Received: 03 July 2018
Accepted: 20 September 2018
Published: 28 December 2018

Keywords:

crack growth rate, crack closure, cyclic plastic zone, stress intensity factor, threshold stress intensity, variable-amplitude loading, plasticity, back-stress, kinematic hardening.

ABSTRACT

In this paper, we consider the loading interaction problems that arise in fatigue life prediction. The brief overview of recently most popular models is presented. Most of them explain this phenomena by the crack closure effect with different nature. At the same time, cycle-sequence sensitivity can be observed at high stress ratio in the absence of crack closure. This fact calls into question the adequacy of these approaches.

A new physically based model which can adequately predict fatigue life in a wide range of crack growth rates (the Paris region, near-threshold) is proposed. This model is based on the suggestion of a brittle fracture nature of the crack propagation in the near-threshold region. As a result it is shown that the threshold stress intensity, ΔK_{th} , is not a material constant, but a variable that is extremely sensitive to load history.

A numerical technique is proposed to estimate the near-tip stress for an arbitrary loading sequence including random loading spectra. This method is based on the constitutive equations with the combined (isotropic-kinematic) hardening rule and linear rule for strain prediction. The combined hardening can be interpreted as a simple modification of Frederick-Armstrong law and Chaboche model. The numerical integration of constitutive equations based on the return-mapping scheme (implicit Euler method) is performed.

The experimental procedure for adjustment of models and its verification is proposed. We show the comparison of the experimental and calculated data with a constant amplitude loading under a variety of overloads and underloads and under spectral loading. In all cases, a satisfactory compliance with a high correlation factor can be observed.

© PNRPU

Введение

Классическая линейная механика разрушения (ЛМР) основана на использовании коэффициента интенсивности напряжений (КИН) как основного фактора, определяющего скорость роста усталостной трещины. Влиянием пластической зоны при этом зачастую пренебрегают в связи с её малыми размерами по сравнению с длиной трещины. В таком случае скорость роста трещины для металлов описывается простыми соотношениями типа Пэриса–Эрдогана [1]:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (1)$$

где C , m – константы материала; ΔK – размах коэффициента интенсивности разрушения на возрастающем полуцикле. Использование данного уравнения позволяет достаточно достоверно прогнозировать скорость роста трещины при средних значениях размаха КИН. Тем не менее большое количество работ [2–5] показало влияние на скорость роста трещины и других параметров нагружения: коэффициента асимметрии цикла R , максимального значения КИН цикла K_{max} , геометрии детали, последовательности нагружения.

Роль первых двух параметров хорошо объясняется эффектом закрытия трещины, связанным с циклической пластичностью в окрестности кончика трещины. В целом данный класс моделей хорошо себя зарекомендовал при прогнозировании кинетики роста и нашел широкое

применение, в том числе в рамках специализированных коммерческих программ NASGRO, FASTRAN. Большинство современных исследовательских работ посвящено обобщению именно моделей закрытия, введена классификация механизмов его вызывающих: пластичность [6–8, 32], шероховатость поверхности [9–13], поверхностное окисление [14–16] и др. Однако даже качественное описание кинетики роста трещины в околопороговом диапазоне скоростей при некоторых последовательностях нагружения с помощью моделей закрытия до сих пор вызывает затруднения. Более того, уравнения, используемые в рамках данного класса моделей при прогнозировании роста трещины, содержат большое количество коэффициентов, которые не имеют ярко выраженного физического смысла, а значит, не могут быть определены напрямую из эксперимента. Вышеприведенные обстоятельства ставят под вопрос достоверность и устоявшуюся в науке «единственность» данного подхода.

Настоящее исследование является развитием нового класса моделей, рассматривающих влияние напряженного состояния в окрестности трещины на кинетику роста усталостной трещины и впервые предложенное в работах [17–19]. На первом этапе вводится уравнение роста трещины, а также рассматриваются доминирующие механизмы роста усталостной трещины при околопороговых скоростях, которые являются физической основой разрабатываемой модели. Далее предлагается методика расчета напряженного состояния в окрестности трещины при произвольных последовательностях

нагружения, производится сравнение экспериментальных и расчётных данных долговечности при нескольких вариантах регулярного с перегрузками/недогрузками и спектрального нагружений.

1. Уравнение роста трещины, физические основы модели

1.1. Выбор уравнения роста трещины

В настоящей работе основная задача заключалась не в разработке нового варианта уравнения роста трещины, авторы, скорее, хотели показать, что физическая обоснованность и возможность определения экспериментально входящих в него параметров позволяет получить достоверные результаты даже при использовании простого уравнения. В дальнейшем в качестве основного соотношения, описывающего кинетику роста трещины, будем использовать уравнение Формэна-Метгу [1]

$$\frac{da}{dN} = (1 - \Delta K_{th} / \Delta K_{eff})^p C (\Delta K_{eff})^m / (1 - K_{max} / K_c)^q, \quad (2)$$

где ΔK_{th} – пороговое значение КИН; K_{max} – максимальный КИН цикла; K_c – вязкость разрушения; $\Delta K_{eff} = \Delta K U$ – эффективный размах КИН; U – функция закрытия, зависящая от асимметрии цикла R ; p, q – константы материала.

1.2. Околопороговый участок роста трещины

Эффекты последовательности нагружения, например замедление роста трещины при наличии перегрузки в базовом блоке нагружения, проявляются на околопоро-

говом участке роста трещины [4, 20]. При этом рост трещины при циклическом нагружении традиционно ассоциируется с образованием полос локального скольжения («усталостные бороздки») на участке Пэриса (скорости роста менее 10^{-4} – 10^{-2} мм/цикл), который характеризуются чисто сдвиговым механизмом роста трещины. В то же время влияние среднего напряжения и истории нагружения на усталость никак не связано с данным механизмом, который преимущественно определяется величиной размаха КИН ΔK . Известно, что бороздки в околопороговой области роста трещины (скорости роста менее 10^{-4} мм/цикл) не обнаруживаются даже с помощью электронной микроскопии, а структура излома выглядит как хрупкий межзеренный скол (рис. 1) [21].

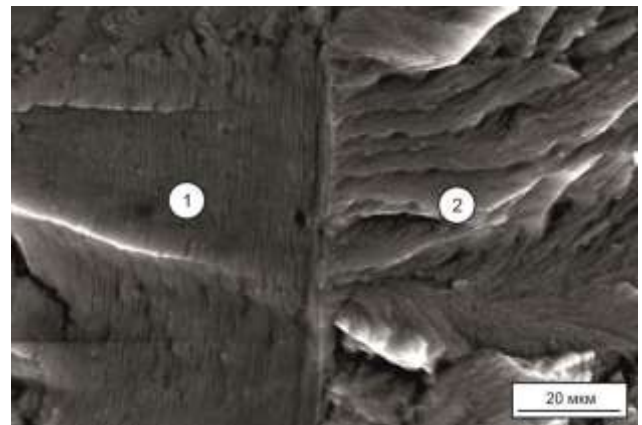


Рис. 1. Микрофотография излома, полученная при блочном нагружении на алюминиевом сплаве 2024-T3 при переходе от больших амплитуд (1 – участок Пэриса) к малым (2 – околопороговая область)

Fig. 1. A microphotograph of the fracture obtained by block loading on an aluminum alloy 2024-T3 upon transition from large amplitudes (1 – the Paris section) to small (2 – near-threshold region)

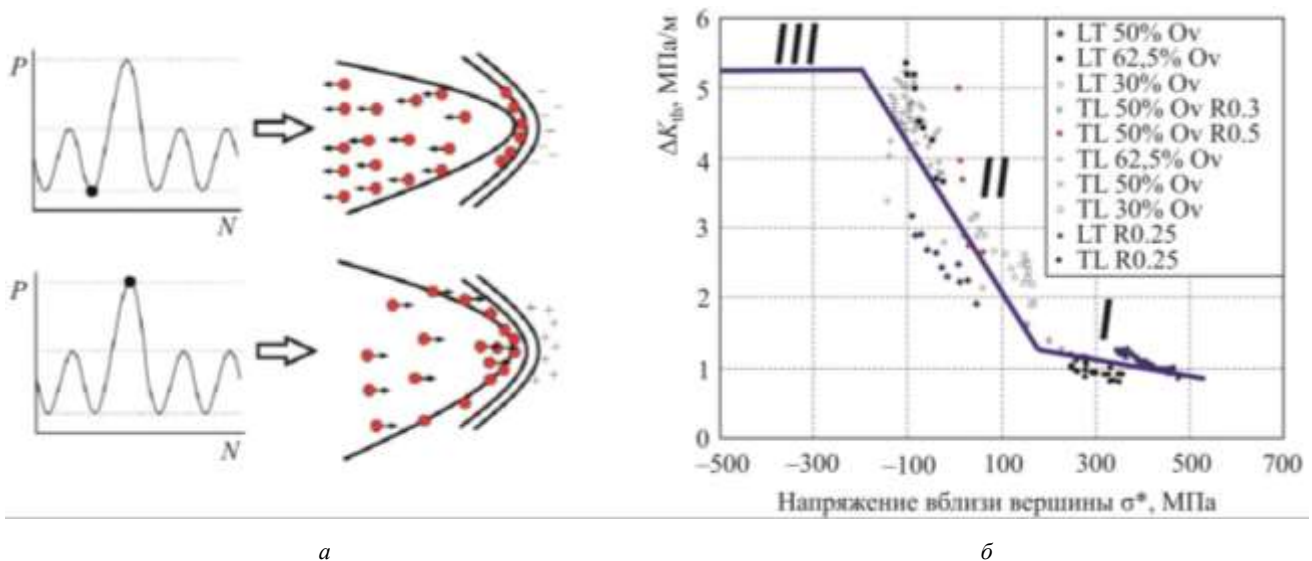


Рис. 2. Отложение активных частиц из влаги вершины трещины при минимальной нагрузке и их скопление в наиболее напряженных объемах у вершины при росте нагрузки (а); зависимость порогового размаха КИН от напряжения вблизи трещины для алюминиевого сплава 2024-T3 [22] (б)

Fig. 2 Stress sensitive embrittlement; closure free ΔK_{th} plotted against near-tip stress experimentally obtained for aluminum 2024-T3 alloy

Данные исследования, а также исследования других авторов, в том числе в глубоком вакууме и различных окружающих средах, позволили сформулировать качественную теорию хрупкого разрушения в околопороговой области [21]. Эта теория объясняет природу замедления трещины процессами в поверхности вблизи ее кончика, а именно поглощением активных частиц кислорода и водорода, выделяющихся в результате химических реакций атмосферной влаги и поверхности около кончика трещины с образованием оксидов и гидроксидов (рис. 2, а). Доминирующую роль в микроразрушении играет поглощенный водород [33, 34], а влияние кислорода в нормальных условиях незначительно. В результате теория на данном этапе развития связывает пороговый размах КИН ΔK_{th} и напряжение раскрытия трещины вблизи ее вершины (рис. 2, б).

Так как данный подход предполагает расчет локального напряжения в окрестности трещины на каждом шаге нагружения, то необходима эффективная методика расчета, учитывающая механическое поведение исследуемого сплава при циклическом деформировании.

2. Методика определения напряженного состояния в окрестности трещины при переменном нагружении

В основе модели лежит методика расчета локальных напряжений в окрестности трещины и их экспериментально установленная связь с пороговым КИН $\Delta K_{th} = f(\sigma^*)$. Таким образом, ΔK_{th} является переменным на каждом цикле нагружения и зависит от последовательности приложенных нагрузок. Кинетика роста трещин при этом определяется уравнением Формэна–Метту (2), где ΔK_{th} пересчитывается на каждом возрастающем полуцикле нагружения.

Ввиду наличия сингулярности напряжений у вершины трещины определять местное напряжение вблизи ее вершины необходимо на некотором удалении r^* , причем это расстояние должно быть минимально возможным, чтобы воспроизвести физику явления [22]:

$$r^* = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_c^2}{\sigma_f \cdot \varepsilon_f \cdot E} \right), \quad (3)$$

где σ_f – местное напряжение разрушения; ε_f – местная деформация разрушения.

Заметим, что вывод формулы характерного расстояния r^* аналогичен выводу формулы поправки Ирвина на пластичность, т. е. радиуса пластической зоны. Отметим что материальная точка, соответствующая расстоянию r^* , попадает в циклическую область окрестности трещины.

Далее представим общую схему алгоритма расчета локальных напряжений, реализуемую в несколько основных этапов:

- 1) расчет приращения КИН ΔK_{n+1} на текущем полуцикле нагружения;
- 2) определение приращения полной локальной деформации в окрестности трещины $\Delta \varepsilon_{n+1}^*$;
- 3) расчет приращения локальных напряжений $\Delta \sigma_{n+1}^*$ согласно выбранной модели пластичности.

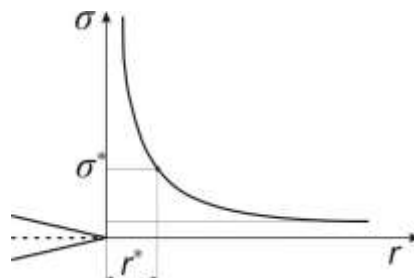


Рис. 3. Физически минимально возможное расстояние r^* для определения местных напряжений σ^*
 Fig. 3. Physically possible minimum distance from the crack tip for stress calculation

Ключевыми этапами алгоритма расчета являются определение приращения полной деформации в окрестности трещины и связанных с ними напряжений. Отметим, что выбранная последовательность расчета схожа с используемой в МКЭ, только вместо определения приращения полных перемещений и деформаций из вариационного уравнения предлагается приближенный подход. В связи с чем данная схема исключительно удобна для программной реализации при произвольных последовательностях нагружения.

Определение полной деформации можно осуществлять с помощью одного из известных правил для концентраторов (линейное правило, правило Нойбера, метод Глинки) [23]. В данной работе используется линейное правило определения деформаций в окрестности трещины, то есть приращение полной деформации считается равным его упругой части, которую можно определить по формуле линейной механики разрушения

$$\Delta \varepsilon_{n+1}^* = \frac{\Delta K_{n+1}}{\sqrt{2\pi} \cdot r^* \cdot E}. \quad (4)$$

Физически данное предположение обосновывается стесненностью деформации в вершине трещины, большая часть основного металла претерпевает упругие деформации с большим градиентом вдоль линии роста, что не дает материалу сильно деформироваться.

Расчет приращения локальных напряжений $\Delta \sigma_{n+1}^*$ связан с особенностями поведения исследуемого материала при циклических нагрузках. Выбор конкретной модели упрочнения зависит от испытываемого материала, так или иначе связан с описанием эффекта Баушингера, т. е. с использованием кинематического (трансляционного упрочнения). При этом универсальная модель должна сочетать в себе также изотропное упрочнение,

чтобы иметь возможность для расчета циклически нестабильных материалов.

Отметим, что в дальнейших рассуждениях традиционно для теории пластичности подразумевается аддитивное разложение полной деформации на упругую и пластическую составляющие вида

$$\Delta \varepsilon^* = \Delta \varepsilon_e^* + \Delta \varepsilon_p^*, \quad (5)$$

где $\Delta \varepsilon_e^*$ – приращение упругой деформации; $\Delta \varepsilon_p^*$ – приращение пластической деформации.

В данной работе предлагается использовать вариант комбинированной модели упрочнения в рамках критерия Мизеса

$$f = \left| \sigma^* - \alpha \right| - \sigma_t(\varepsilon_p^*) \leq 0. \quad (6)$$

Смещение поверхности нагружения основано на правиле суммирования смещений Шабоши [24, 25]. При этом каждое из суммирований подчиняется кинематическому упрочнению по закону Фредерика–Армстронга [26]:

$$\alpha = \sum_i \alpha_i \quad \Delta \alpha_i = (C_i - \gamma_i \alpha_i \psi) \Delta \varepsilon_p^*, \quad (7)$$

где α – суммарное смещение поверхности нагружения; α_i – индивидуальные смещения; C_i, γ_i – константы материала; ψ – параметр нагружения («-1» – сжатие, «+1» – растяжение).

Изотропное расширение/сужение поверхности нагружения определяется на основе следующего соотношения [27]:

$$\sigma_t(\varepsilon_p^*) = \sigma_t^0 + (\sigma_t^\infty - \sigma_t^0) \left(1 - \exp(-b \cdot \varepsilon_p^*) \right), \quad (8)$$

где σ_t^0 – начальный предел текучести; σ_t^∞ – асимптотический предел текучести; b – константа материала.

Константы материала C_i, γ_i, b определяются экспериментально при инкрементальном испытании с циклическим нагружением по жесткому циклу. В течение такого испытания происходит постепенное увеличение амплитуды нагружения при сохранении асимметрии цикла постоянной $R = -1$ вплоть до разрушения.

Алгоритм определения приращения напряжений представляет собой процедуру проецирования на поверхность нагружения (циклическую диаграмму). После определения по формуле (4) приращения полной деформации необходимо определить его упругую часть. Для этого на первом этапе (упругое приближение) предполагаем, что вся деформация упругая:

$$\begin{aligned} {}^t \sigma^* &= \sigma_n^* + E \cdot \Delta \varepsilon_{n+1}^*, \\ {}^t \alpha &= \alpha_n, \quad {}^t \varepsilon_p^* = (\varepsilon_p^*)_n, \end{aligned} \quad (9)$$

при этом если условие текучести выполняется, $f_{n+1} = \left| {}^t \sigma^* - {}^t \alpha \right| - (\sigma_t)_{n+1} \leq 0$, т.е. точка, соответствующая текущему напряженному состоянию, не вышла за пределы диаграммы, значит, первый этап становится окончательным:

$$\sigma_{n+1}^* = {}^t \sigma^*, \quad \alpha_{n+1} = {}^t \alpha, \quad (\varepsilon_p^*)_{n+1} = {}^t \varepsilon_p^*. \quad (10)$$

В противном случае $f_{n+1} = \left| {}^t \sigma^* - {}^t \alpha \right| - (\sigma_t)_{n+1} > 0$, его необходимо скорректировать с учетом накопленной пластической деформации (проецирование):

$$\begin{aligned} \sigma_{n+1}^* &= {}^t \sigma^* - E \Delta \varepsilon_{n+1}^p, \\ \alpha_{n+1} &= {}^t \alpha + \sum_i (C_i - \gamma_i \alpha_i \psi) \Delta \varepsilon_{n+1}^p, \quad \varepsilon_{n+1}^p = \varepsilon_n^p + \Delta \varepsilon_{n+1}^p. \end{aligned} \quad (11)$$

При этом пластическая доля деформации определяется из решения нелинейного уравнения, выражающего условие принадлежности напряженного состояния циклической диаграмме:

$$\begin{aligned} f_{n+1} &= \left| {}^t \sigma^* - {}^t \alpha \right| + \left(E + \sum_i (C_i - \gamma_i \alpha_i \psi) \right) \cdot \Delta \varepsilon_{n+1}^p - \\ &- \left(\sigma_t^0 + (\sigma_t^\infty - \sigma_t^0) \cdot \left(1 - \exp(-b \cdot \varepsilon_{n+1}^p) \right) \right) > 0. \end{aligned} \quad (12)$$

Данное нелинейное уравнение итерационно решалось методом Ньютона до возвращения напряженного состояния на диаграмму с заданной точностью.

На рис. 4 представлен пример расчета двух последовательностей нагружения: однократная перегрузка и перегрузка с последующей недогрузкой.

3. Методика эксперимента

В качестве основного материала во всех проведенных испытаниях использовался алюминиевый сплав 2024-T3. При этом экспериментальные исследования можно разделить на несколько блоков:

- испытания на компактных образцах с регулярным нагружением и однократными перегрузками/недогрузками с целью определения констант, входящих в уравнение (2), и установления зависимости $\Delta K_{th} = f(\sigma^*)$;
- определение кривой циклического деформирования на гладких образцах при ступенчатом нагружении [28];
- верификация разработанной модели на эксплуатационных спектрах.

Серия из пяти испытаний с регулярным нагружением на компактных образцах проводилась при максимальной нагрузке $P_{max} = 2$ кН, с частотой нагружения $F = 5$ Гц и асимметриями цикла $R_1 = 0,1, R_2 = 0,3, R_3 = 0,5, R_4 = 0,7$ и $R_5 = 0,75$. На основании данных экспериментов определялись константы C, m, p, q . Испытания с перегрузками различной величины (130–150 % по сравнению с базовой амплитудой цикла) проводили при

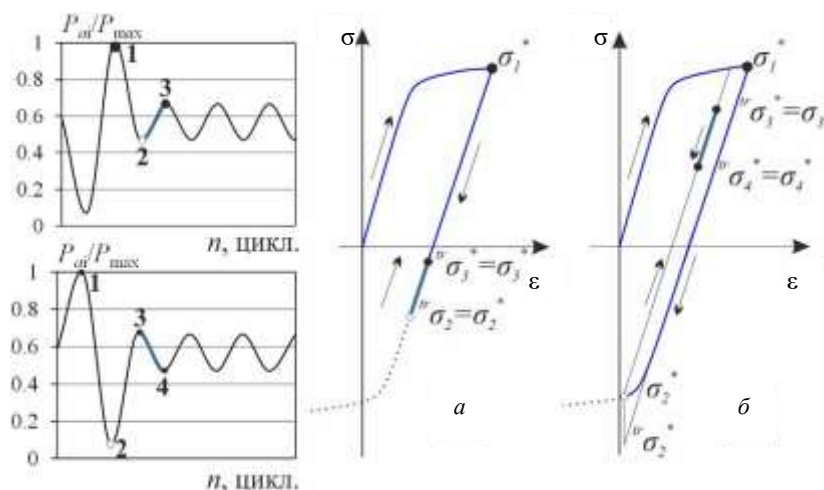


Рис. 4. Графическая интерпретация методики определения напряжений в окрестности трещины при различных последовательностях нагружения: недогрузка – перегрузка (а); перегрузка – недогрузка (б)
 Fig. 4. Graphical interpretation of the proposed procedure for determining near-tip stresses under various loading sequences: underload – overload (a); overload – underload (b)

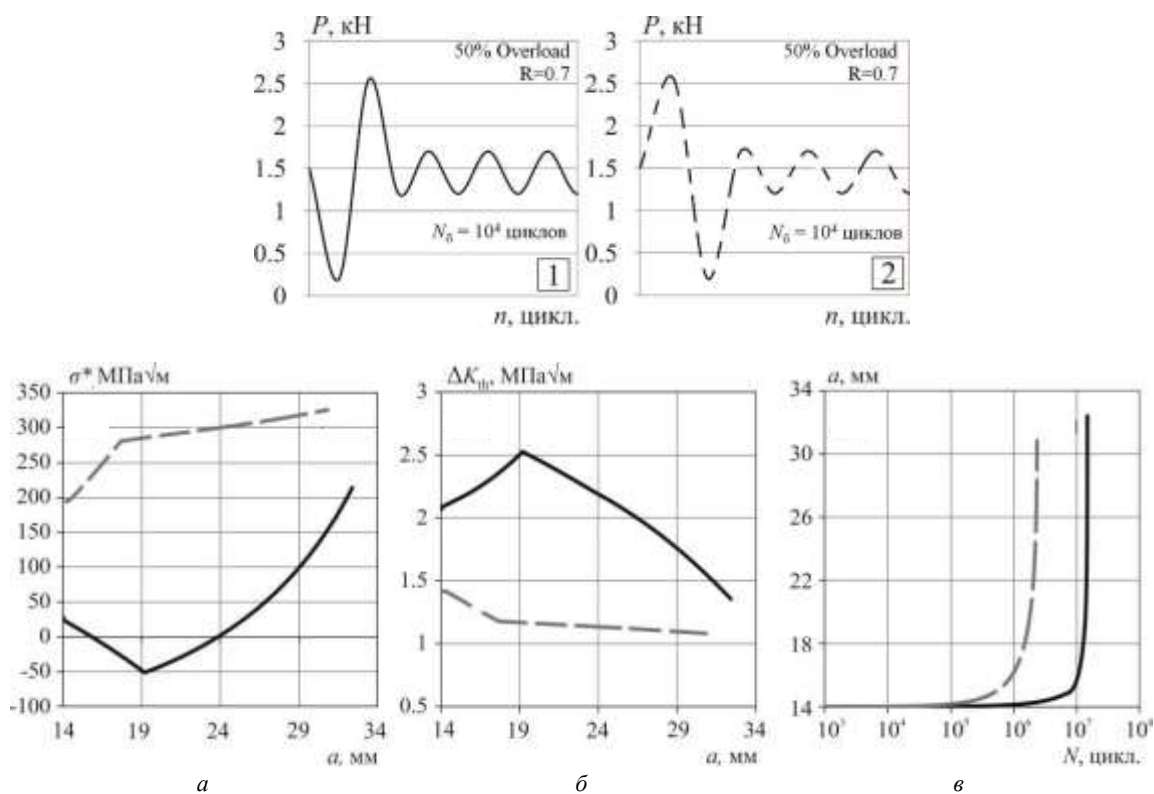


Рис. 5. Кривые изменения локального напряжения σ^* (а), порогового КИН K_{th} (б), роста усталостной трещины (в) при недогрузке-перегрузке – 1 и перегрузке-недогрузке – 2
 Fig. 5. Local stress σ^* (a), threshold ΔK_{th} (b), crack growth curves (c) obtained during overload-underload 1 and underload-overload 2 loading sequence

асимметрии базового цикла 0,7 (рис. 5). В данных экспериментах оценивали пороговый КИН после перегрузки по стандартной методике [29] и его связь с напряжением σ^* на удалении r^* от вершины трещины. Верификация модели осуществлялась на спектрах MiniFALSTAFF, MiniTWIST и SAETRANS [30] с различными значениями максимальной нагрузки P_{max} (рис. 6). Данные спектры являются эксплуатационными, имитирующими нагрузку в месте крепления крыла и фюзеляжа во время полета боевого самолета (Mini-

FALSTAFF), гражданского (MiniTWIST) и нагрузку на трансмиссию автомобиля (SAETRANS).

При расчете долговечности величины C, m, p, q и K_c являются константами материала, а учет истории нагружения связан с пересчетом на каждом цикле $\Delta K, K_{max}$ и ΔK_{th} . Отметим, что учет закрытия трещины осуществлялся согласно уравнению Схайве [31] вида $U = f(R)$. Долговечность определялась на основе интегрирования уравнения (3):

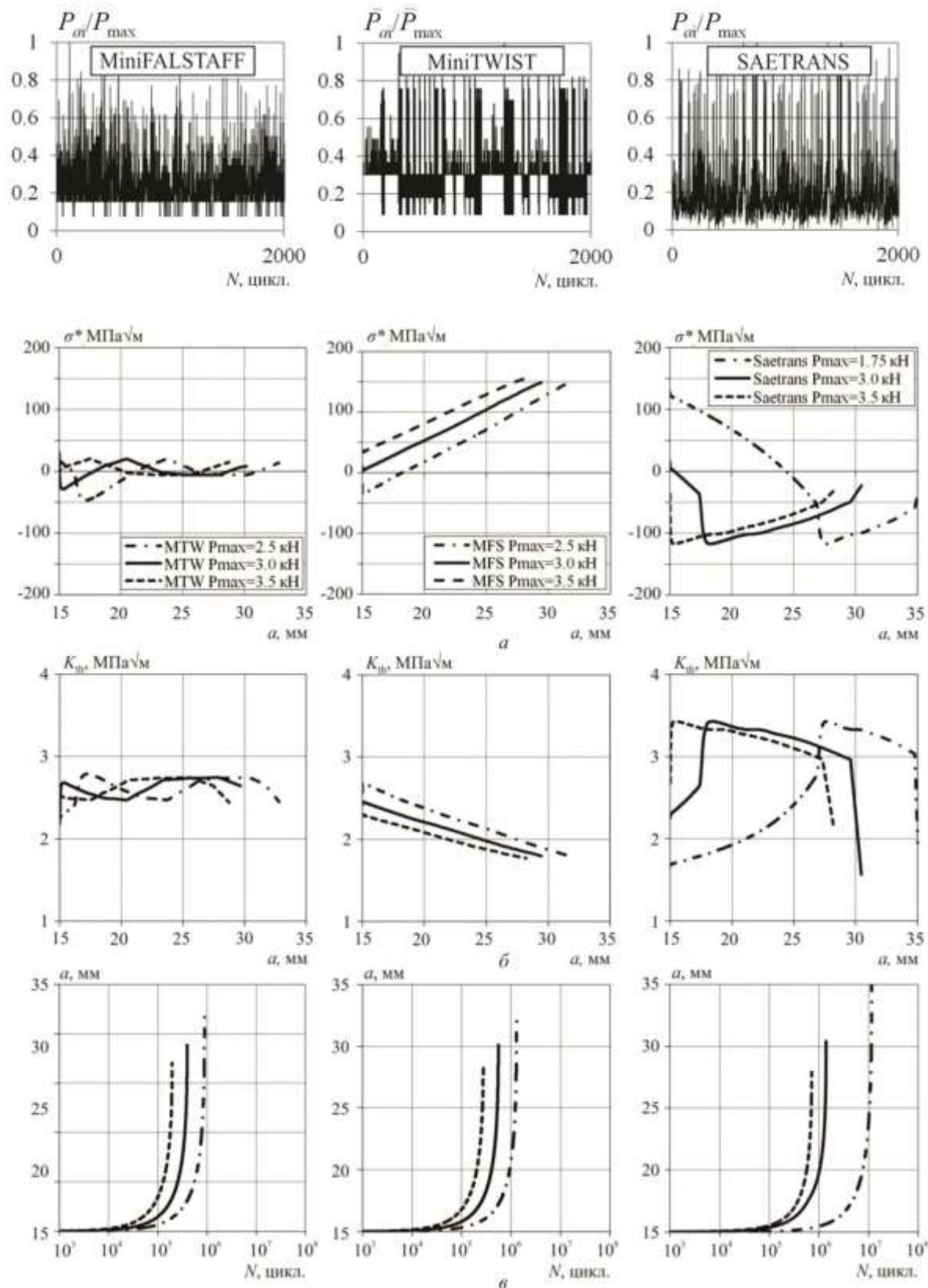


Рис. 6. Кривые локального напряжения σ^* (а), изменение порогового КИН K_{th} (б), кривые роста усталостной трещины (в) для спектров MiniFALSTAFF, MINITWIST и SAETRANS

Fig. 6. Local stress σ^* (a), threshold ΔK_{th} (b), crack growth curves (c) obtained for MiniFALSTAFF, MINITWIST и SAETRANS spectrums

$$N_f = \frac{a_f - a_0}{\sum_{j=1}^m \sum_{i=1}^n \left(\frac{da}{dN} \right)_{ij}}, \quad (13)$$

где a_f – критическая длина трещины; a_0 – начальная длина трещины; n – число циклов истории нагружения; m – число повторений истории нагружения; $(da/dN)_{ij}$ – скорость роста трещины и приращение на i цикле j повторения блока нагружения.

4. Результаты и выводы

На рис. 5 показаны результаты моделирования испытания алюминиевого сплава с блоком регулярного нагружения ($P_{max} = 1750$ Н, $R = 0.7$, $N = 10^4$) при наложении на него последовательностей перегрузки-недогрузки и недогрузки-перегрузки с уровнем перегрузки в 1,5 раза выше в сравнении с последующим регулярным нагружением.

Перегрузочный блок, состоящий из недогрузки-перегрузки, замедляет рост трещины в 6 раз по сравнению с блоком из перегрузки-недогрузки, что близко к результатам, полученным в эксперименте. На рис. 5 показано изменение при таких испытаниях значения КИН ΔK_{th} в зависимости от расчетного значения напряжения у вершины трещины σ^* . Замедление роста трещины при последовательности недогрузка-перегрузка по сравнению с перегрузкой-недогрузкой связано с уменьшением локального напряжения σ^* и увеличением порогового значения КИН ΔK_{th} в процессе циклического нагружения по сравнению с номинальным значением, соответствующим регулярному нагружению.

Аналогично проведено моделирование испытания алюминиевого сплава при различных видах блочного нагружения, сформированного на основании стандартных случайных спектров нагружения различных технических объектов (MiniFALSTAFF, MiniTWIST, SAE-TRANS и др.). На рис. 6 показано моделирование испытания компактного стандартного образца по квазислучайным спектрам с силовыми параметрами $P_{max1} = 3000$ Н, $P_{max2} = 3500$ Н и $P_{max3} = 3500$ Н. Асимметрия блока нагружения составляла $R = 0,1$.

Особенностью использования разработанной модели является определение асимметрии каждого полуцикла циклического нагружения и закрытия трещины U и зависимости от случайных значений локальных напряжений вблизи вершины трещины и значений порогового значения КИН ΔK_{th} , используемых в уравнении (3). Однако случайный характер прикладываемых к образцу нагрузок приводит к полю разброса точек изменения порогового КИН в зависимости от локального напряжения вблизи вершины трещины, что затрудняет исследование функции изменения этих параметров по мере роста усталостной трещины.

Для изучения кинетики этих величин в процессе нагружения были подсчитаны средние их значения за блок нагружения и показано их изменение в процессе нагружения. Отмечено, что в зависимости от величины максимальной нагрузки блока случайного нагружения локальное напряжение σ^* в течение 100–200 блоков нагружения остается постоянным, а затем увеличивается вплоть до разрушения; при нагрузке 2500 Н эти напряжения – отрицательные, с увеличением P_{max} они перемещаются в положительную область. КИН ΔK_{th} в начальный период нагружения остается практически постоянным. По мере роста усталостной трещины КИН в устье трещины увеличивается, а пороговое его значение уменьшается, способствуя увеличению скорости её роста.

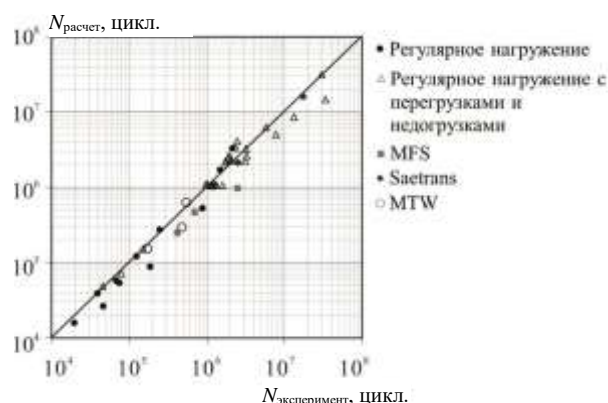


Рис. 7. Сравнение расчетных и экспериментальных данных продолжительности роста усталостных трещин для алюминиевого сплава 2024-T3

Fig. 7. Comparison of calculated and experimental data on fatigue life for aluminum alloy 2024-T3

Математическое моделирование продолжительности роста усталостной трещины, особенно в околопороговой области ее роста, по разработанной модели показало (рис. 7), что для исследованного алюминиевого сплава 2024-T3 выявлена чувствительность роста трещины к различным видам силового воздействия, в том числе и разному характеру случайного нагружения. Коэффициент корреляции расчетных и экспериментальных данных продолжительности роста трещины для различных видов нагружения составил $r = 0,97$.

Благодарности

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ в рамках проектов № 17-08-01648 а, № 17-08-01742 а, а также гранта Президента РФ № МК-943.2017.8

Acknowledgements

The work was made with the financial support from the Russian Foundation for Basic Research within Projects Nr. 17-08-01648 а, Nr. 17-08-01742 а; and the Russian President Grant Nr. МК-943.2017.8

Библиографический список

1. A generalized Paris' law for fatigue crack growth / N. Pugno, M. Ciavarella, P. Cornetti, A. Carpinteri. // *Journal of the Mechanics and Physics of Solids* – 2006. – Vol. 54. – P. 1333–1349.
2. Noroozi A.H., Glinka G., Lambert S. A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth drivin // *International Journal of Fatigue*. – 2007. – Vol. 29. – P. 1616–1633.
3. Chengqi Sun, Zhengqiang Lei, Youshi Hong. Effects of stress ratio on crack growth rate and fatigue strength for high cycle and very-high-cycle fatigue of metallic materials // *Mechanics of Materials*. – 2014. – Vol. 69. – P. 227–236.
4. Małgorzata Skorupa. Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading—a literature review. Part II: qualitative interpretation // *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. – 2002. – Vol. 22. – P. 905–926.
5. Mills W.J., Hertzberg R.W. Load interaction effects on fatigue crack propagation in 2024-T3 aluminum alloy // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1976. – Vol. 8. – P. 665–667.
6. B. Budiansky J.W. Hutchinson. Analysis of Closure in Fatigue Crack Growth // *Journal of Applied Mechanics*. – 1978. – Vol. 45. – P. 267–276.
7. Führung H., Seeger T. Dugdale crack closure analysis of fatigue cracks under constant amplitude loading // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1979. – Vol. 11. – P. 99–122.
8. Newman Jr J.C., Seeger T.A. Crack-Closure Model for Predicting Fatigue Crack Growth Under Aircraft Spectrum Loading // *ASTM STP 748*. – 1981. – P. 53–84.
9. Minakawa K., McEvily A.J. On crack closure in the near-threshold region // *Scripta Metallurgica*. – 1981. – Vol. 15. – P. 633–636.
10. Suresh S., Ritchie R.O. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness // *Metallurgical Transactions A*. – 1982. – Vol. 13. – P. 1627–1631.
11. Morris W.L., James M.R., Buck O. A simple model of stress intensity range threshold and crack closure stress // *Engineering Fracture Mechanics*. – 1983. – Vol. 18. – P. 871–877.
12. Suresh S. Fatigue crack deflection and fracture surface contact: micromechanical models // *Metallurgical Transactions A*. – 1985. – Vol. 16. – P. 249–260.
13. Suresh S., Ritchie R.O. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness // *Metallurgical Transactions A*. – 1982. – Vol. 13. – P. 1627–1631.
14. Suresh S., Zamiski G.F., Ritchie R.O. Oxide induced crack closure: an explanation for near-threshold corrosion fatigue crack growth behavior // *Metallurgical Transactions A*. – 1981. – Vol. 12. – P. 1435–1443.
15. Suresh S., White C., Ritchie R.O. Oxide-induced crack closure // *Metallurgical Transactions A*. – 1980. – Vol. 32. – P. 76–76.
16. McEvily A.J. On crack closure in fatigue crack growth // *ASTM International*. – 1988. – P. 35–43.
17. Sunder R., Porter W.J., Ashbaugh N.E. The role of air in fatigue load interaction // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2003. – Vol. 26. – Iss. 1. – P. 1–16.
18. Sunder R. A unified model of fatigue kinetics based on crack driving force and material resistance // *International Journal of Fatigue*. – 2007. – № 29. – P. 1681–1696.
19. Sunder R. Fractographic reassessment of the significance of fatigue crack closure // *Journal of ASTM International*. – 2005. – Vol. 2. – Iss. 6. – P. 17–34.
20. Sunder R. Unraveling the Science of Variable Amplitude Fatigue // *Journal of ASTM International*. – 2012. – Vol. 9. – No. 1. – 32 p.
21. Sunder R. Fatigue as a process of brittle micro-fracture // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2005. – Vol. 28. – No. 3. – P. 289–300.
22. Sunder R. Characterization of Threshold Stress Intensity as a Function of Near-Tip Residual Stress: Theory, Experiment, and Applications // *Journal of ASTM International*. – 2012. – Vol. 4. – No. 2. – P. 105–130.
23. On the Glinka and Neuber methods for calculating notch tip strains under cyclic load spectra / M. Knop, R. Jones, L. Molent, C. Wang. // *International Journal of Fatigue*. – 2000. – No. 22. – P. 743–755.
24. Chaboche J.-L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories // *International Journal of Plasticity*. – 2008. – Vol. 24. – P. 1642–1692.
25. Chaboche J.-L., Kanouté P., Azzouz F. Cyclic inelastic constitutive equations and their impact on the fatigue life predictions // *International Journal of Plasticity*. – 2012. – Vol. 35. – P. 44–66.
26. Armstrong P.J., Frederick C.O. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect // *CEGB Report No. RD/B/N/731*. – 1966.
27. Halama R., Sedlák J., Šofer M. Phenomenological Modelling of Cyclic Plasticity // *Numerical Modelling*. – 2012. – 398 p.
28. Zonfrillo G., Nappini D. Comparison of Procedures to Evaluate the Cyclic Stress-Strain Curve from Incremental Step Test // *Journal of Mechanics Engineering and Automation*. – 2015. – Vol. 5. – P. 362–369.
29. Sunder R. Engineering Application of Threshold Stress Intensity // *ASTM-ESIS Annual Symposium on Fracture Mechanics, USA, FL*. – 2013. – P. 24–48.
30. Стандартные спектры нагружения для различных технических объектов / А.Н. Савкин, А.А. Седов, А.В. Сиромахин, А.В. Андроник // *Изв. ВолгГТУ. Сер. Проблемы материаловедения, сварки и прочности в машиностроении*. Вып. 5: межвуз. сб. науч. ст. – Волгоград, 2011. – № 5. – С. 99–105.
31. Schijve J. *Fatigue of Structures and Materials*. – Delft: Springer, 2009. – 623 p.
32. Бакиров В.Ф., Гольдштейн Р.В. Модель Леонова–Панасюка–Дагдейла для трещины на границе соединения материалов // *Прикл. мат. и мех.* – 2004. – Т. 68, № 1. – С. 170–179.
33. Шашкова Л.В. Исследование микромеханизмов разрушения на трех стадиях развития водородного охрупчивания. – Тамбов: Вестн. Тамбов. ун-та. Сер. Естественные и технические науки. – 2013. – № 4, Т. 18. – С. 1562–1563.
34. Ли Ю.В., Бочкарева А.В., Баранникова С.А. Водородное охрупчивание алюминиевых сплавов // *Актуальные проблемы современной механики сплошных сред и небесной механики: материалы международной научной конференции, 17–19 ноября 2014 г.* – Томск, 2014. – С. 95–97.

References

1. Pugno N., Ciavarella M., Cornetti P., Carpinteri A. A generalized Paris' law for fatigue crack growth. *Journal of the mechanics and physics of solids*, 2006, vol. 54, pp. 1333-1349.
2. Noroozi A.H., Glinka G., Lambert S. A study of the stress ratio effects on fatigue crack growth using the unified two-parameter fatigue crack growth drivin. *International journal of fatigue*, 2007, vol. 29, pp. 1616-1633.
3. Chengqi Sun, Zhengqiang Lei, Youshi Hong. Effects of stress ratio on crack growth rate and fatigue strength for high cycle and very-high-cycle fatigue of metallic materials. *Mechanics of materials*, 2014, vol. 69, pp. 227-236.
4. Małgorzata Skorupa. Load interaction effects during fatigue crack growth under variable amplitude loading—a literature review. Part II: qualitative interpretation. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2002, vol. 22, pp. 905-926.
5. Mills W.J., Hertzberg R.W. Load interaction effects on fatigue crack propagation in 2024-T3 aluminum alloy. *Engineering Fracture Mechanics*, 1976, vol. 8, pp. 665-667.
6. Budiansky B., Hutchinson J.W. Analysis of Closure in Fatigue Crack Growth. *Journal of Applied Mechanics*, 1978, vol. 45, pp. 267-276.
7. Fühling H., Seeger T. Dugdale crack closure analysis of fatigue cracks under constant amplitude loading. *Engineering Fracture Mechanics*, 1979, vol. 11, pp. 99-122.
8. J.C. Newman Jr, T. Seeger. A Crack-Closure Model for Predicting Fatigue Crack Growth Under Aircraft Spectrum Loading (1981).
9. Minakawa K., McEvily A.J.. On crack closure in the near-threshold region. *Scripta Metallurgica*, 1981, vol. 15, pp. 633-636.
10. Suresh S., Ritchie R.O. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions A*, 1982, vol. 13, pp. 1627-1631.
11. Morris W.L., James M.R., Buck O. A simple model of stress intensity range threshold and crack closure stress. *Engineering Fracture Mechanics*, 1983, vol. 18, pp. 871-877.
12. Suresh S. Fatigue crack deflection and fracture surface contact: micromechanical models. *Metallurgical Transactions A*, 1985, vol. 16, pp. 249-260.
13. Suresh S., Ritchie R.O.. A geometric model for fatigue crack closure induced by fracture surface roughness. *Metallurgical Transactions A*, 1982, vol. 13, pp. 1627-1631.
14. Suresh S., Zamiski G.F., Ritchie R.O. Oxide induced crack closure: an explanation for near-threshold corrosion fatigue crack growth behavior. *Metallurgical Transactions A*, 1981, vol. 12, pp. 1435-1443.
15. Suresh S., White C., Ritchie R.O.. Oxide-induced crack closure. *Metallurgical Transactions A*, 1980, vol. 32, pp. 76-76.
16. McEvily A.J. On crack closure in fatigue crack growth. *ASTM International*, 1988, pp. 35-43.
17. Sunder R., Porter W.J., Ashbaugh N.E. The role of air in fatigue load interaction. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2003, vol. 26, iss. 1, pp. 1-16.
18. Sunder R. A unified model of fatigue kinetics based on crack driving force and material resistance. *International journal of fatigue*, 2007, no. 29, pp. 1681-1696.
19. Sunder R. Fractographic reassessment of the significance of fatigue crack closure. *Journal of ASTM International*, 2005, vol. 2, iss. 6, pp. 17-34.
20. Sunder R.. Unraveling the Science of Variable Amplitude Fatigue. *Journal of ASTM International*, 2012, vol. 9, no. 1, 32 p.
21. Sunder R. Fatigue as a process of brittle micro-fracture. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 2005, vol. 28, no. 3, pp. 289-300.
22. Sunder R. Characterization of Threshold Stress Intensity as a Function of Near-Tip Residual Stress: Theory, Experiment, and Applications. *Journal of ASTM International*, 2012, vol. 4, no. 2, pp. 105-130.
23. Knop M., Jones R., Molent L., Wang C.. On the Glinka and Neuber methods for calculating notch tip strains under cyclic load spectra. *International journal of fatigue*, 2000, no. 22, pp. 743-755.
24. Chaboche J.-L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. *International Journal of Plasticity*, 2008, vol. 24, pp. 1642-1692.
25. J.-L. Chaboche, pp. Kanouté, F. Azzouz. Cyclic inelastic constitutive equations and their impact on the fatigue life predictions. *International Journal of Plasticity*, 2012, vol. 35, pp. 44-66.
26. Armstrong P.J., Frederick C.O.. A mathematical representation of the multiaxial Bauschinger effect. *CEGB Report no. RD/B/N/731*, 1966.
27. Halama R., Sedlák J., Šofer M.. Phenomenological Modelling of Cyclic Plasticity. *Numerical Modelling*, 2012. 398 p.
28. Zonfrillo G., Nappini D.. Comparison of Procedures to Evaluate the Cyclic Stress-Strain Curve from Incremental Step Test. *Journal of Mechanics Engineering and Automation*, 2015, vol. 5, pp. 362-369.
29. Sunder R. Engineering Application of Threshold Stress Intensity. *ASTM-ESIS Annual Symposium on Fracture Mechanics, USA, FL*, 2013, pp. 24-48.
30. Savkin A.N., Sedov A.A., Siromahin A.V., Andronik A.V. Standartnye spektry nagruzeniâ dlâ razlichnykh tehničeskikh ob"ektov [Standard loading spectra for various technical objects]. *Izv. volgGTU. Seria "Problemy materialovedeniâ, svarki i pročnosti v mašinstroenii"*, 2011, no. 5, iss. 5, pp. 99-105.
31. Schijve J. Fatigue of Structures and Materials. *Delft: Springer*, 2009, 623 p.
32. Bakirov V.F., Gol'dshtejn R.V. Model' Leonova-Panasyuka-Dagdejlja dlya treshchiny na granice soedineniya materialov [Leonov-Panasyuk-Dagdale model for a crack at the interface of materials]. *Prikl. mat. i mekh.* 2004, vol. 68, no. 1, pp. 170-179.
33. Shashkova L.V. Issledovanie mikromekhanizmov razrusheniya na trekh stadiyah razvitiya vodorodnogo ohrupchivaniya [Investigation of fracture micromechanisms at three stages of hydrogen embrittlement development]. *Tambov, Vestnik Tambovskogo universiteta. Seriya: estestvennye i tekhnicheskie nauki*, 2013, vol. 18, no. 4, pp. 1562-1563.
34. Li Yu.V., Bochkareva A.V., Barannikova S.A. Vodorodnoe ohrupchivanie alyuminievykh splavov [Hydrogen embrittlement of aluminum alloys]. *Tomsk, Materialy mezhdunarodnoj nauchnoj konferencii «Aktual'nye problemy sovremennoj mekhaniki sploshnykh sred i nebesnoj mekhaniki», 17–19 noyabrya 2014 g.* 2014, pp. 95-97.