УДК 539.421
DOI: 10.15372/PMTF202114893

УНИВЕРСАЛЬНАЯ МОДЕЛЬ ДЛЯ ПРОГНОЗИРОВАНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ТИТАНОВОГО СПЛАВА ТС4 ПРИ ВОЗНИКНОВЕНИИ И РАСПРОСТРАНЕНИИ В НЕМ ТРЕЩИН С УЧЕТОМ ИХ ЗАКРЫТИЯ

Х.-С. Ли, Ю.-Б. Лю, С. Хэ, В.-Т. Инь

Военно-морской инженерный университет, Ухань, Китай
E-mails: lihongsong_mail@163.com, yongbaoliu@aliyun.com, hexing_mail@163.com, jk.moros.36991@gmail.com

С использованием теории малых трещин Хаддада, модифицированной теории Шабоша и формулы для скорости распространения трещины с учетом ее закрытия разработана модель долговечности титанового сплава ТС4. Проведено сравнение результатов, полученных с использованием предложенной модели, и результатов экспериментов при циклическом нагружении сплава.

Ключевые слова: титановый сплав ТС4, закрытие трещины, возникновение трещины, распространение трещины, долговечность

Введение. Сплав ТС4 представляет собой двухфазный $(\alpha+\beta)$ титановый сплав, изготовленный в Китае. Сплав ТС4 широко используется при изготовлении лопастей газовых турбин. Такие лопасти работают в экстремальных условиях при сложном нагружении, поэтому в них возможно образование трещин, что приводит к разрушению. Это обусловливает необходимость разработки надежной модели прогнозирования долговечности сплава для оценки целостности и безопасности инженерных сооружений.

Общая долговечность сплава включает время зарождения в нем трещины и время ее распространения [1]. Теория кумулятивных (накапливаемых) усталостных повреждений в основном используется для прогнозирования возникновения трещин. Долговечность может быть определена с использованием линейной и нелинейной теорий кумулятивных усталостных повреждений [2]. Классической линейной теорией кумулятивных усталостных повреждений является теория Майнера [3]. Эта теория является простой, но она не учитывает влияние пути нагружения на долговечность, что может привести к существенному различию прогнозируемой долговечности и экспериментальных данных. Поэтому разработан ряд нелинейных моделей кумулятивных усталостных повреждений. В работах [4–6] с использованием модели Шабоша [7] получены уравнения теории кумулятивных повреждений и изучена эволюция усталостных повреждений в лопастях компрессора, а также определена их долговечность.

Теория кумулятивных усталостных повреждений не может быть использована для определения характера распространения усталостных трещин. Для изучения роста усталостных трещин применяются теории механики разрушения. В линейной механике разру-

© Ли Х.-С., Лю Ю.-Б., Хэ С., Инь В.-Т., 2023

шения коэффициент интенсивности напряжений (КИН) характеризует поле напряжений в вершине трещины [8]. В работе [9] предложена формула для скорости роста усталостной трещины, в которую в качестве управляющего параметра входит КИН. В [10–12] на основе формулы, полученной в [9], построены модифицированные формулы для скорости роста усталостных трещин. В работе [13] предложена формула для скорости роста трещины, учитывающая изменение радиуса кривизны вершины трещины. В [14] создана модель эволюции повреждений, учитывающая микроскопические пластические эффекты и динамику дефектов. В [15] разработан метод прогнозирования долговечности конструкционных материалов, основанный на концепции кинетики разрушения. Следует отметить, что до момента, в который достигается предельная нагрузка, верхний и нижний берега трещины контактируют. В работе [16] впервые предложена теория закрытия трещины. В теории, учитывающей закрытие трещины, в качестве силы, вызывающей рост трещины, используется эффективный диапазон ΔK_{eff} КИН. Эта теория достаточно точно описывает рост как коротких, так и длинных трещин [17, 18]. В работе [19] предложена модель упругопластического деформирования материала в вершине трещины, в которой скорость роста трещины зависит от параметров нагружения и КИН при закрытии трещины. При исследовании скорости роста усталостной трещины с использованием модели ее закрытия необходимо определить напряжение, при котором происходит раскрытие трещины. С помощью метода весовой функции в работе [20] получено выражение для напряжения, при котором происходит раскрытие трещины. В [21] для прогнозирования долговечности пластин из алюминиевого сплава использована формула Пэриса.

Закономерности роста коротких и длинных трещин существенно различаются, поэтому, как правило, возникновение и распространение коротких и длинных трещин изучается по отдельности.

В работе [22] в формулу для вычисления КИН к фактической длине трещины добавлена ее характерная длина, зависящая от материала, что позволило использовать для определения долговечности конструкций линейную механику разрушения. В работе [23] формула, предложенная в [22], использована для определения скорости роста коротких трещин в материалах, из которых изготавливаются роторы авиационного двигателя.

В работах [24–26] установлено, что в двухфазном $(\alpha+\beta)$ титановом сплаве образуются короткие трещины, закономерности распространения которых не совпадают с закономерностями распространения длинных трещин [27]. В ряде работ для прогнозирования возникновения трещины и долговечности материала были предложены модели, учитывающие закрытие трещины.

В данной работе с использованием модифицированной модели Шабоша и формулы для скорости роста трещины с учетом ее закрытия предложена универсальная модель для прогнозирования возникновения трещины и долговечности материала. Применимость и точность модели проверяются путем сравнения с результатами экспериментальных исследований.

1. Теоретические модели. Ниже излагаются некоторые модели усталостной поврежденности материала.

1.1. *Модель Шабоша.* В работе [28] скорость усталостного повреждения определена следующим образом:

$$\frac{dD}{dN} = [1-(1-D)^{1+\beta}]^{\alpha}\,\frac{\sigma_a}{M_0(1-b_0\sigma_m)(1-D)}. \tag{1}$$

Здесь D — усталостная поврежденность; N — число циклов при циклическом нагружении (долговечность); σ_a — амплитуда циклической нагрузки; σ_m — среднее напряжение

циклической нагрузки; β, M_0, b_0 — константы материала;

$$\alpha = 1 - H\Big\langle \frac{\sigma_{\max} - \sigma_1(\sigma_m)}{\sigma_u - \sigma_{\max}} \Big\rangle;$$

H — параметр материала; σ_u — предел прочности при растяжении;

$$\sigma_1(\sigma_m) = \sigma_m + \sigma_{-1}(1 - b_0\sigma_m);$$

σ_{-1} — предел усталости материала при симметричном циклическом нагружении.

При $D = 0$ повреждения в конструкции отсутствуют, при $D = 1$ конструкция полностью разрушена. Интегрируя уравнение (1) от 0 до 1, получаем выражение для усталостной долговечности конструкции

$$N_f = \frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\Big(\frac{M_0(1 - b_0\sigma_m)}{\sigma_a}\Big)^{\beta}.$$

1.2. *Модифицированная модель Шабоша.* Вследствие возникновения в металлических материалах пластических деформаций в зонах с большими напряжениями долговечность материала, определяемая на основе модели Шабоша, отличается от результатов экспериментов по симметричному циклическому нагружению. В работе [6] с целью учета упругопластического деформирования в формулу для изменения среднего напряжения введен коэффициент

$$\gamma' = -\frac{n' + 1}{a_1 n'(\lambda_e b + \lambda_p c)}$$

(n', b, c — константы, характеризующие усталостные деформации материала; a_1 — константа, зависящая от вида кривой $\sigma{-}N$; λ_e — весовой коэффициент упругой деформации; λ_p — весовой коэффициент пластической деформации). В модифицированной модели Шабоша выражение для долговечности имеет вид

$$N_f = \frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\Big(\frac{M_0(1 - b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m)}{\sigma_a}\Big)^{\beta}. \qquad (2)$$

1.3. *Формула для скорости роста трещины с учетом ее закрытия.* В работе [16] получена формула для скорости роста трещины с учетом ее закрытия

$$\frac{da}{dN} = C_p(\Delta K_{eff})^n, \qquad (3)$$

где C_p, n — константы материала; ΔK_{eff} — эффективный диапазон значений КИН:

$$\Delta K_{eff} = K_{\max} - K_{open} = u\,\Delta K,$$

$K_{\max}$ — максимальное значение КИН; K_{open} — значение КИН при раскрытии трещины; ΔK — изменение КИН; u — параметр закрытия:

$$u = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{open}}{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}} = \frac{1 - \sigma_{open}/\sigma_{\max}}{1 - R},$$

σ_{open} — напряжение при раскрытии трещины [27]:

$$\frac{\sigma_{open}}{\sigma_{\max}} = \begin{cases} A_0 + A_1R + A_2R^2 + A_3R^3, & R \geqslant 0, \\ A_0 + A_1R, & R < 0, \end{cases}$$

A — функция степени стеснения δ и отношения $\sigma_{\max}/\sigma_0$:

$$A_0 = (0{,}825 - 0{,}34\delta + 0{,}05\delta^2)[\cos(\pi\sigma_{\max}Y/(2\sigma_0))]^{1/\delta}, \quad A_1 = (0{,}415 - 0{,}071\delta)\sigma_{\max}Y/\sigma_0,$$
$$A_2 = 1 - A_0 - A_1 - A_3, \qquad A_3 = 2A_0 + A_1 - 1,$$

Y — коэффициент, зависящий от краевых условий; σ_0 — среднее арифметическое предела прочности при растяжении σ_u и предела текучести σ_y.

2. Модифицированная модель долговечности. В формулу для вычисления КИН вводится характерная длина трещины a_s, зависящая от свойств материала. Изменение КИН вычисляется по формуле

$$\Delta K = \Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi(a + a_s)}\,, \tag{4}$$

где $\Delta\sigma$ — изменение напряжения при циклическом нагружении. Тогда уравнение (3) принимает вид

$$\frac{da}{dN} = C_p(u\,\Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi(a + a_s)}\,)^n. \tag{5}$$

Интегрируя уравнение (5) от начальной длины трещины a_0 до длины трещины при разрушении a_c, получаем выражение для долговечности

$$N_p = \int\limits_{a_0}^{a_c} \frac{1}{C_p(u\,\Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi(a + a_s)}\,)^n}\, da.$$

Если значение a_0 близко к нулю, то можно считать, что долговечность трещины совпадает с долговечностью конструкции:

$$N_p\big|_{a_0\to 0} = N_f.$$

Подставляя (2), (4) в (5), получаем

$$\frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\Big(M_0\,\frac{1 - b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^\beta = \int\limits_0^{a_c} \frac{1}{C_p(u\,\Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi(a + a_s)}\,)^n}\, da. \tag{6}$$

Интервал интегрирования $[0, a_c]$ разбивается на m равных интервалов, после чего выражение (6) аппроксимируется выражением

$$\frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\Big(M_0\,\frac{1 - b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^\beta = \sum_{i=0}^{m}\int\limits_{a_i}^{a_{i+1}} \frac{1}{C_p(u\,\Delta\sigma\, Y\sqrt{\pi(a + a_s)}\,)^n}\, da. \tag{7}$$

В предположении, что m — очень большое число, а длина интервалов $[a_i, a_{i+1}]$ мала, можно считать, что величина Y постоянна в интервале $[a_i, a_{i+1}]$. В результате уравнение (7) приводится к виду

$$\begin{aligned}
&\frac{C_p(\Delta\sigma)^n\pi^{n/2}(1-n/2)}{(1-\alpha)(1+\beta)}\Big(M_0\,\frac{1 - b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^\beta = \\
&\qquad = \sum_{i=0}^{m} u_i^{-n}Y_i^{-n}[(a_{i+1} + a_s)^{1-n/2} - (a_i + a_s)^{1-n/2}] = \\
&\qquad = \sum_{i=0}^{m-1}(u_i^{-n}Y_i^{-n} - u_{i+1}^{-n}Y_{i+1}^{-n})(a_{i+1} + a_s)^{1-n/2} + \\
&\qquad\qquad + u_m^{-n}Y_m^{-n}(a_{m+1} + a_s)^{1-n/2} - u_0^{-n}Y_0^{-n}(a_0 + a_s)^{1-n/2}.
\end{aligned} \tag{8}$$

В предположении, что $a_0 = 0$, $Y_i^{-n} \approx Y_{i+1}^{-n}$, $a_{m+1} \gg a_s$, поскольку константа материала n, как правило, больше двух, уравнение (6) записывается следующим образом:

$$\frac{C_p(\Delta\sigma)^n \pi^{n/2}(1-n/2)}{(1-\alpha)(1+\beta)}\Big(M_0\,\frac{1-b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^{\beta} = -u_0^{-n}Y_0^{-n}a_s^{1-n/2}.$$

Следовательно, выражение для характеристической длины трещины a_s имеет вид

$$a_s = \Big[\frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\,\Big(M_0\,\frac{1-b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^{\beta} C_p u_0^n Y_0^n (\Delta\sigma)^n \pi^{n/2}\Big(\frac{n}{2}-1\Big)\Big]^{1/(1-n/2)}.$$

После подстановки (8) в (4) выражение для долговечности в соответствии с модифицированной моделью принимает следующий вид:

$$N = \int\limits_{a_0}^{a_c} C_p\Big[u\Delta\sigma\, Y\Big(\pi\Big\{a + \Big[\frac{1}{1-\alpha}\,\frac{1}{1+\beta}\,\Big(M_0\,\frac{1-b_0^{1+2/\gamma'}\sigma_m}{\sigma_a}\Big)^{\beta}\times$$

$$\times\, C_p u_0^n Y_0^n (\Delta\sigma)^n \pi^{n/2}\Big(\frac{n}{2}-1\Big)\Big]^{1/(1-n/2)}\Big\}\Big)^{1/2}\Big]^{-n}\,da. \qquad (9)$$

В формуле (9) содержится 11 параметров: параметры b_0, β, M_0, C_p, n зависят от свойств материала и определяются с использованием экспериментальных данных, полученных при различных видах нагружения; параметры u, u_0, α, γ' зависят от отношения максимального напряжения к минимальному при циклическом нагружении; параметры Y, Y_0 зависят только от формы образца и не зависят от свойств материала, из которого он изготовлен. Пять параметров b_0, β, M_0, C_p, n определяются феноменологически на основе экспериментальных данных, параметры Y, Y_0 — в независимых экспериментах. Соотношения между параметрами u, u_0, α, γ' и отношением напряжений строятся на основе данных независимых экспериментов.

3. Результаты исследования. Параметры модели Шабоша и характеристики титанового сплава ТС4, определенные с использованием экспериментальных данных [29], имели следующие значения: $\sigma_{-1} = 346$ МПа, $\sigma_u = 973$ МПа, $\sigma_y = 869$ МПа, $E = 1{,}1 \cdot 10^5$ МПа, $H = 0{,}4838$, $b_0 = 0{,}001\,15$, $\beta = 0{,}56$, $M_0 = 6{,}9231 \cdot 10^9$.

Значения параметров H, b_0, β, M_0 определены феноменологически с использованием экспериментальных данных, приведенных в справочнике [29]. Параметры σ_{-1}, σ_u, E — характеристики титанового сплава ТС4. Параметры усталостной деформации титанового сплава ТС4 имели следующие значения: $n' = 0{,}07$, $K' = 1420$ МПа, $b = -0{,}07$, $c = -0{,}96$.

На основе экспериментальных данных для титанового сплава ТС4 уравнение кривой $\sigma{-}N$ принято в виде $N = C\sigma^{-a_1}$, где $a_1 = 37{,}05$. Константы для сплава ТС4, содержащиеся в формуле для скорости роста трещины, взяты из работы [30]: $C_p = 4{,}058 \cdot 10^{-14}$, $n = 3{,}42$.

3.1. *Прогнозирование усталостной долговечности.* В экспериментах на усталостную долговечность при $R = -1$ и $R = 0{,}1$ использовались круглые цилиндрические образцы из титанового сплава ТС4. Экспериментальные данные взяты из работы [29]. Поправочный коэффициент для формы образца получен с использованием результатов, приведенных в [31].

Теоретические и экспериментальные зависимости максимального напряжения от числа циклов при $R = -1{,}0$; $0{,}1$ представлены на рис. 1.

Результаты сопоставления долговечности, определенной с использованием предложенной модели (N_f^p) и в эксперименте [29] (N_f^e), приведены на рис. 2.

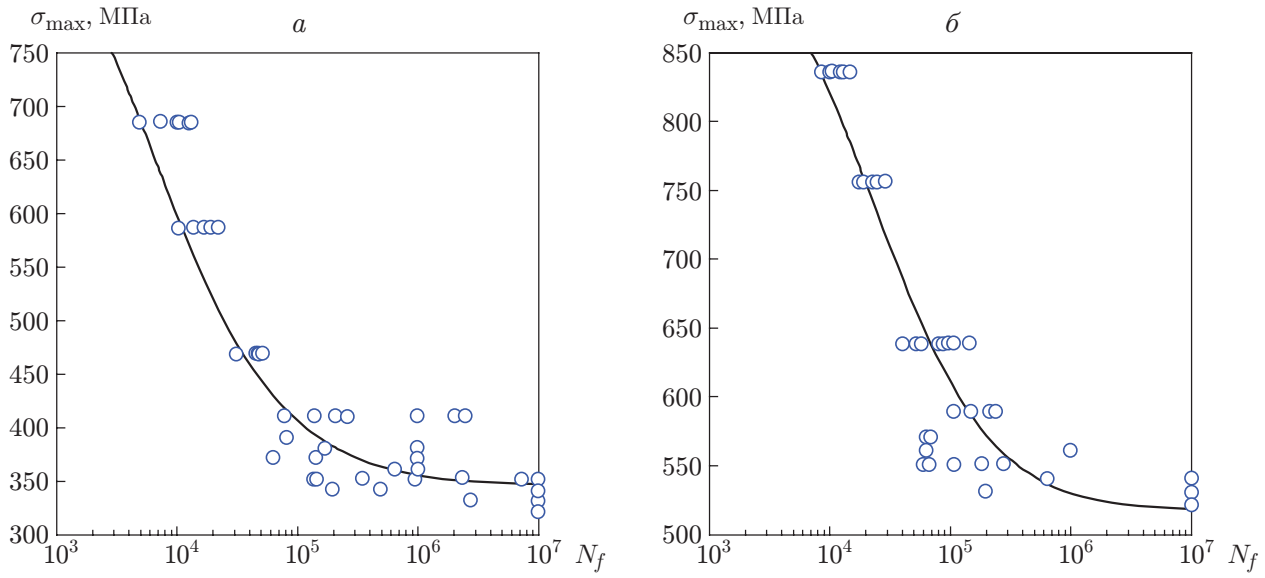

Рис. 1. Теоретическая (линия) и экспериментальная (точки) зависимости максимального напряжения от числа циклов:
а — $R = -1{,}0$, *б* — $R = 0{,}1$

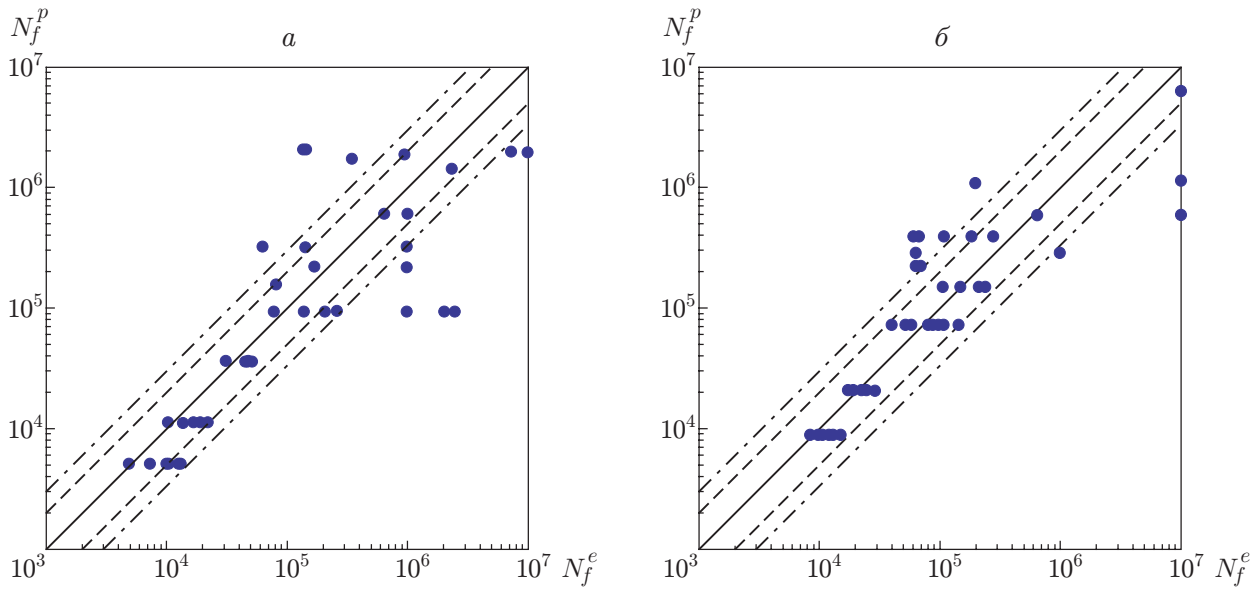

Рис. 2. Сопоставление значений долговечности, определенных с использованием предложенной модели и в эксперименте [29]:
а — $R = -1{,}0$, *б* — $R = 0{,}1$; область между штриховыми линиями — интервал разброса экспериментальных данных, на логарифмической шкале равный двум, область между штрихпунктирными линиями — интервал разброса экспериментальных данных, равный трем

Из результатов, представленных на рис. 1, следует, что значения долговечности, определенные с использованием предложенной модели, согласуются с экспериментальными данными. В случае циклического нагружения при большой амплитуде напряжений расчеты по предложенной модели дают заниженное значение долговечности. В случае циклического нагружения при небольшой амплитуде напряжений разброс экспериментальных данных достаточно большой, но и в этом случае теоретические значения усталостной прочности, полученные с использованием предложенной модели, хорошо согласуются с экспериментальными данными. При $R = -1{,}0$ доля теоретических данных, попадающих в интервал разброса, равный двум, составляет 51 %, доля теоретических данных, попадающих в интервал разброса, равный трем, — 70 %. При $R = 0{,}1$ доля теоретических данных, попадающих в интервал разброса, равный двум, составляет 67 %, доля теоретических данных, попадающих в интервал разброса, равный трем, — 73 %. Таким образом, предложенную модель, учитывающую закрытие трещины, можно использовать для прогнозирования усталостной прочности титанового сплава ТС4.

3.2. *Прогнозирование долговечности коротких трещин.* Испытывались образцы из титанового сплава ТС4 с односторонним надрезом. Экспериментальные данные для случаев циклического нагружения при $R = -1{,}0$ и $R = 0{,}1$ взяты из работы [32], поправочный коэффициент для формы образца — из работы [33]. Зависимости долговечности трещины небольшого размера от половины длины трещины при $R = -1{,}0$; 0,1 приведены на рис. 3. Результаты сопоставления долговечности коротких трещин, определенной с использованием предлагаемой модели и моделей Элбера [16] и Пэриса [9], представлены на рис. 4. Результаты расчетов с использованием предложенной модели согласуются с экспериментальными данными. Результаты расчетов с использованием предложенной модели и модели Элбера находятся в интервале разброса, равном двум. Однако результаты, полученные с использованием предложенной модели, ближе к экспериментальным данным. Наиболее существенно от экспериментальных данных отличаются результаты, полученные с использованием модели Пэриса.

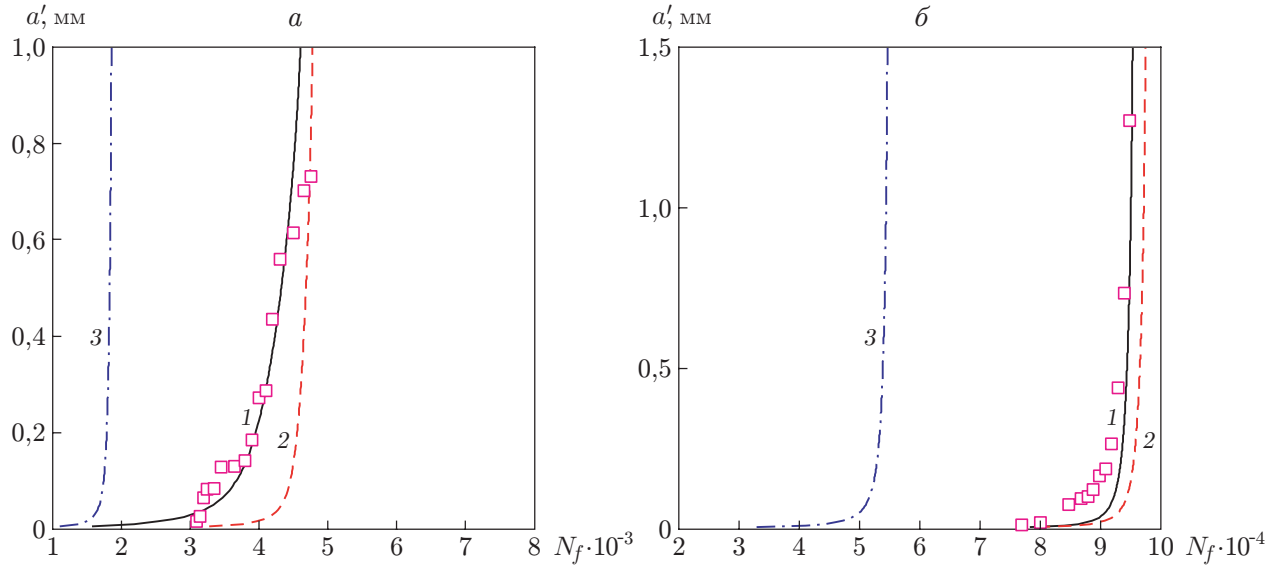

Рис. 3. Зависимость долговечности короткой трещины от половины длины трещины a':
а — $R = -1{,}0$, *б* — $R = 0{,}1$; точки — экспериментальные данные, линии — результаты расчетов (*1* — предлагаемая модель, *2* — модель Элбера [16], *3* — модель Пэриса [9])

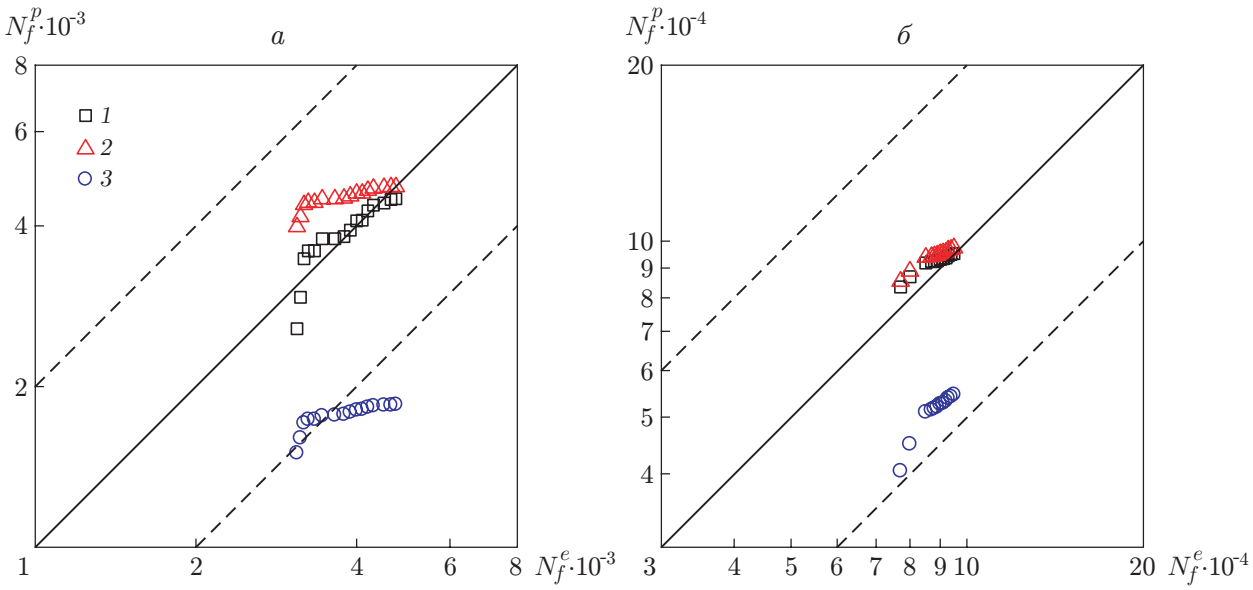

Рис. 4. Сопоставление значений долговечности коротких трещин, определенной по различным моделям:
а — $R = -1{,}0$, *б* — $R = 0{,}1$; *1* — предлагаемая модель, *2* — модель Элбера [16], *3* — модель Пэриса [9]; область между штриховыми линиями — интервал разброса экспериментальных данных, на логарифмической шкале равный двум

Таким образом, предложенная модель, учитывающая закрытие трещины, может быть использована для определения долговечности титанового сплава ТС4 при наличии коротких трещин.

Заключение. Предложена модель для оценки долговечности титанового сплава ТС4 на основе модифицированной модели Шабоша и формулы для скорости роста трещины с учетом ее закрытия. Сопоставление полученных результатов и экспериментальных данных показывает, что предложенная модель может быть использована для оценки времени зарождения и распространения трещины. Проведенное исследование позволяет сделать следующие выводы.

Результаты экспериментов по циклическому нагружению с постоянной амплитудой напряжения круглых цилиндрических образцов из титанового сплава ТС4 показывают, что предложенная модель может быть использована для оценки долговечности сплава ТС4 как при симметричном цикле нагружения ($R = -1$), так и при асимметричном ($R = 0{,}1$). При больших напряжениях предложенная модель дает заниженную оценку долговечности, при $R = 0{,}1$ оценка является достаточно точной.

Результаты экспериментов с образцами с односторонним надрезом свидетельствуют о том, что предложенную модель можно использовать для оценки долговечности титанового сплава ТС4 при наличии трещин в случае как симметричного ($R = -1$), так и асимметричного ($R = 0{,}1$) циклического нагружения.

Предложенная модель является теоретической основой для анализа повреждений и прогнозирования долговечности лопастей компрессора, изготовленных из титанового сплава ТС4.

ЛИТЕРАТУРА

1. **Yang X. H.** Fatigue and fracture / X. H. Yang, C. Y. Chen. Wuhan: Huazhong Univ. of Sci. and Technol. Press, 2018.
2. **Yao W. X.** Fatigue life estimation of structures. Beijing: Sci. Press, 2019.
3. **Miner M. A.** Cumulative damage in fatigue // J. Appl. Mech. 1945. V. 12, N 3. P. 159–164.
4. **Zhang J. H., Liu M., Fu X., et al.** Numerical analyses on fatigue life for compressor blades under complex loads // China Mech. Engng. 2017. V. 28, N 12. P. 1442–1448.
5. **Fu X., Zhang J. H., Kou H. J., et al.** Numerical study on the fatigue damage of compressor blade under complex loads // J. Xi'an Jiaotong Univ. 2017. V. 51, N 5. P. 149–155.
6. **Fu X., Zhang J. H., Lin J. W.** Study on the fatigue life and damage accumulation of a compressor blade based on a modified nonlinear damage model // Fatigue Fracture Engng Materials Structures. 2017. V. 41, N 5. P. 1077–1088.
7. **Chaboche J. L., Lesne P.** A non-linear continuous fatigue damage model // Fatigue Fracture Engng Materials Structures. 1988. V. 11, N 1. P. 1–17.
8. **Kazarinov N. A., Bratov V. A., Petrov Yu. V.** Simulation of dynamic crack propagation under quasi-static loading // Dokl. Phys. 2014. V. 59, N 2. P. 99–102.
9. **Paris P., Erdogan F.** A critical analysis of crack propagation laws // J. Basic Engng. 1960. V. 85, N 4. P. 528–534.
10. **Walker K.** The effect of stress ratio during crack propagation and fatigue for 2024-T3 and 7075-T6 aluminum // ASTM STP. 1970. V. 462. P. 1–14.
11. **Zheng X. L., Hirt M. A.** Fatigue crack propagation in steels // Engng Fracture Mech. 1983. V. 18, N 5. P. 965–973.
12. **Forman R. G., Shivakumar V., Newman J. C. (Jr.)** Fatigue crack growth computer program 'NASA/FLAGRO' version 2.0: Tech. Rep. / NASA. N JSC-22267A. S. l., 1994.
13. **Shabanov A. P.** One model of fatigue crack growth // J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2009. V. 50, N 4. P. 684–690.
14. **Bilalov D. A., Bayandin Yu. V., Naimark O. B.** Mathematical modeling of failure process of AlMg2.5 alloy in high and very high cycle fatigue // J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2019. V. 60, N 7. P. 1209–1219.
15. **Petrov M. G.** Investigation of the longevity of materials of the basis of the kinetic concept of fracture // J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2021. V. 62, N 1. P. 145–156.
16. **Elber W.** The significance of fatigue crack closure // ASTM STP. 1971. V. 486. P. 230–242.
17. **Newman J. C. (Jr.)** A crack-closure model for predicting crack growth under aircraft spectrum loading // ASTM STP. 1981. V. 748. P. 53–84.
18. **Newman J. C. (Jr.), Wu X. R., Venneri S. L., Li C. G.** Small-crack effects in high-strength aluminum alloys: A NASA/CAE cooperative program / NASA. Langley Res. Center. N NASA-RP-1309. Hampton, 1994.
19. **Tikhomirov V. M.** Crack growth under alternating loading // J. Appl. Mech. Tech. Phys. 2008. V. 49, N 5. P. 864–871.
20. **Tong D. H., Wu X. R.** Analysis of crack opening stresses for center- and edge-crack tension specimens // Chinese J. Aeronaut. 2014. V. 27, N 2. P. 291–298.
21. **Sato M., Moura L. S., Galvis A. F., et al.** Analysis of two-dimensional fatigue crack propagation in thin aluminum plates using the Paris law modified by a closure concept // Engng Anal. Boundary Elements. 2019. V. 106. P. 513–527.
22. **El Haddad M. H., Topper T. H., Smith K. N.** Prediction of non-propagating cracks // Engng Fracture Mech. 1979. V. 11. P. 573–584.

23. **McClung R. C., Bhamidipati V.** An investigation of small-crack effects in various aircraft engine rotor materials // Materials High Temperature. 2016. V. 33, N 4/5. P. 452–464.
24. **Sinha V., Mercer C., Soboyejo W. O.** An investigation of short and long fatigue crack growth behavior of Ti-6Al-4V // Materials Sci. Engng. A. 2000. V. 287, N 1. P. 30–42.
25. **Caton M. J., John R., Porter W. J., Burba M. E.** Stress ratio effects on small fatigue crack growth in Ti-6Al-4V // Intern. J. Fatigue. 2012. V. 38. P. 36–45.
26. **Yoshinaka F., Nakamura T., Takaku K.** Effects of vacuum environment on small fatigue crack propagation in Ti-6Al-4V // Intern. J. Fatigue. 2016. V. 91. P. 29–38.
27. **Li Z. N.** Applied fracture mechanics. Beijing: Beijing Univ. of Aeronaut. and Astronaut. Press, 2012.
28. **Chaboche J. L.** Continuum damage mechanics. Pt 2. Damage growth, crack initiation, and crack growth // J. Appl. Mech. 1988. V. 55, N 1. P. 65–72.
29. **Wu X. R.** Handbook of mechanical properties of aircraft structural metals. V. 1. Static strength-fatigue/durability. Beijing: Aviat. Industry Press, 1996.
30. **Yang S.** Research on crack initiation and propagation life prediction of turbofan engine high pressure compressor blade. Tianjin: Tianjin Univ., 2015.
31. **Handbook** of stress intensity factor. Beijing: Sci. Technol. Press, 1981. (In Chinese.)
32. **Hu X. T., Zhu L., Jiang R., et al.** Small fatigue crack growth behavior of titanium alloy TC4 at different stress ratios // Fatigue Fracture Engng Materials Structures. 2019. V. 42. P. 339–351.
33. **Wu X. R.** Handbook of mechanical properties of aircraft structural metals. V. 2. Damage tolerance. Beijing: Aviat. Industry Press, 1996.

Поступила в редакцию 30/III 2021 г.,
после доработки — 19/IV 2022 г.
Принята к публикации 25/IV 2022 г.