

НАУЧНО-ТЕХНИЧЕСКИЙ РАЗДЕЛ

УДК 620.178.5; 620.19: 539.4

Исследование корреляционной зависимости между коэффициентами уравнения Пэриса по результатам испытаний образцов из титановых сплавов

А. А. Котляренко^а, А. П. Зиньковский^а, К. Н. Подгорский^б, И. Л. Гликсон^б

^а Институт проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины, Киев, Украина

^б АО “МОТОР СИЧ”, Запорожье, Украина

Приведены результаты экспериментально-расчетных исследований по определению скорости роста трещины усталости в титановых сплавах. Проанализирована возможность применения корреляционных зависимостей между экспериментальными значениями скорости роста трещины усталости при различных температурах.

Ключевые слова: титановый сплав, скорость роста трещины усталости, коэффициенты уравнения Пэриса, корреляционная зависимость.

Введение. Одним из основных требований развития современного авиадвигателестроения является повышение ресурса создаваемых газотурбинных двигателей, в значительной мере определяемого ресурсом таких высоконапряженных конструктивных элементов, как диски и лопатки рабочих колес. В основе методологического обеспечения установления ресурса по концепции безопасного развития трещины лежит, как известно [1], знание скорости роста трещины усталости (СРТУ) dl/dN в указанных конструктивных элементах, где l – длина трещины усталости; N – число циклов нагружения. Для ее определения используется зависимость $dl/dN = f(\Delta K)$, где ΔK – размах коэффициента интенсивности напряжений (КИН) или кинетическая диаграмма СРТУ, которая состоит из трех участков ($j = 1, 2, 3$) – рис. 1.

В соответствии с нормативными документами [2, 3] для определения СРТУ используется второй участок кинетической диаграммы ($j = 2$), который хорошо описывается уравнением Пэриса:

$$dl/dN = C (\Delta K)^n, \quad (1)$$

где константа C и показатель степени n (далее – коэффициенты уравнения Пэриса) определяются для каждой экспериментально полученной кинетической диаграммы.

Достоверность установления скорости роста трещины усталости зависит от точности определения коэффициентов уравнения (1), т.е. правильного выделения второго участка кинетической диаграммы. Стандартом [2] регламентировано, что этому участку соответствует СРТУ в диапазоне $10^{-5} \dots 10^{-3}$ мм/цикл. Учитывая, что указанный диапазон лишь приблизительно отвечает второму участку, в [4] предложена методика повышения точности определения коэффициентов C и n , позволяющая исключить из рассмотрения значения СРТУ, несоответствующие рассматриваемому участку.

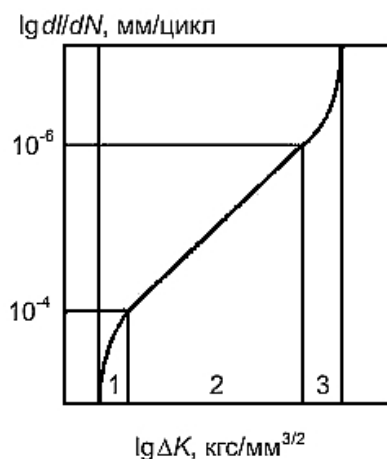


Рис. 1. Кинетическая диаграмма СРТУ (1–3 участки диаграммы).

В работах [5–7] отмечалась существующая закономерность взаимосвязи коэффициентов уравнения Пэриса C и n , представленная уравнением регрессии:

$$\lg C = a + bn, \quad (2)$$

где a и b – константы.

Исследования по определению констант a и b для разных марок сталей и алюминиевых сплавов проводились многими учеными. Результаты испытаний образцов разной ширины в разнообразных средах, различающихся степенью термообработки, которые обобщены в [8], показали стабильные значения констант a и b при сильно изменяющихся C и n . При этом следует отметить сделанное допущение, что только асимметрия цикла нагружения может повлиять на значения коэффициентов a и b [9].

Справедливость зависимости (2) подтверждается результатами испытаний компактных образцов из никелевых сплавов ЭП741НП и ЭК151ИД при температурах $T = 20$ и 400°C [10], а также приведенным в [11] обобщением данных, полученных на основе испытаний образцов из титановых и никелевых сплавов многими исследователями, в том числе и авторами настоящей работы в Институте проблем прочности им. Г. С. Писаренко НАН Украины. При этом в [10] сделан вывод, что зависимость (2) имеет универсальный характер для рассматриваемых типов сплавов.

Целью данной работы является экспериментальное исследование на основании единого методологического подхода закономерности изменения скорости роста трещины титановых сплавов с учетом влияния температуры и проверка справедливости корреляционной зависимости (2) между коэффициентами уравнения Пэриса.

Методологическое обеспечение проведения испытаний компактных образцов и определения скорости роста трещины усталости. В соответствии с требованиями [2, 3] испытания по определению СРТУ проводились на компактных (СТ) образцах (рис. 2).

Для выращивания предварительной трещины в образце используется резонансная испытательная машина RUMUL TESTRONIC 50kN. Образец нагружается по синусоидальному закону с частотой $f = 60 \pm 5$ Гц и асимметрией цикла $R = 0,1$. Уровень максимальной нагрузки цикла в ходе прорастания трещины ступенчато снижается, и ее значение на последней ступени нагружения составляет 283,5 кгс. Динамика роста предварительной трещины усталости контролируется в процессе

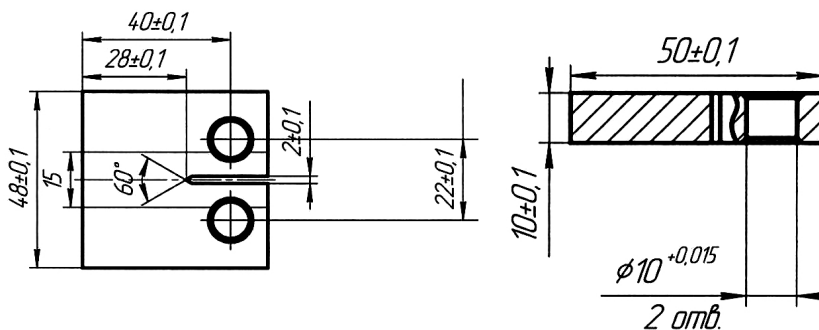


Рис. 2. Компактный (СТ) образец для исследования СРТУ.

нагружения образца оптическим методом с помощью микроскопа МБС-10. Момент старта начальной трещины усталости из предварительного механического надреза образца фиксируется с двух его противоположных сторон. При этом осуществляется отслеживание отклонения фронта трещины от его центральной линии.

Для построения кинетической диаграммы СРТУ испытания компактных образцов проводятся на сервогидравлической машине ViSS-100 с предварительно установленной на силовой раме высокотемпературной печью SEL (Instron).

Для регистрации величины смещения берегов трещины усталости, которая используется при расчетном определении ее длины, применяется высокотемпературный тензометр Instron. В случае испытания образца при комнатной температуре (20°C) проводится также регистрация прироста длины трещины с двух противоположных его сторон оптическим способом.

При испытаниях температура образца контролируется хромель-алюмелевой термопарой, которая с помощью аппарата точечной сварки приваривается в нижней части образца, т.е. ниже предполагаемого фронта трещины усталости.

После предварительного нагружения образца на его боковую часть устанавливается высокотемпературный тензометр, тяги которого позиционируются по нанесенным на нее маркерам, согласно которым центр тензометра совпадает с центром надреза образца. Тензометр упругими элементами прижимается к образцу, печь посредством защелок закрывается, и тепло изолируется. После этого контакты приваренной к образцу термопары подключаются к системе измерения температуры, которая регистрируется в реальном времени в течение всего испытания (от начала нагрева до завершения испытания).

Для проверки работоспособности всей испытательной системы (цепи нагружения, фиксации тензометра, системы измерения температуры, программного обеспечения (ПО)) проводится тестовое циклирование образца (четыре–шесть циклов) по синусоидальному закону с максимальной нагрузкой цикла, составляющей 80% зарегистрированной на последнем шаге выращивания предварительной трещины усталости, асимметрией цикла $R = 0,1$ и частотой нагружения $f = 1$ Гц. В процессе циклирования методом упругой податливости с помощью ПО в реальном времени проводится расчет длины трещины усталости в образце. Полученная расчетная величина длины трещины сравнивается со средним арифметическим значением по данным двух физических ее измерений (с двух сторон образца) оптическим методом. При совпадении расчетного значения с физическим проводится дальнейшее испытание образца.

Образец нагружается усилием 30,6 кгс, испытательная машина переводится в управление по каналу нагрузки (во избежание повреждения образца вследствие линейного расширения силовой цепи), и начинается ступенчатый нагрев печи с

плавным выходом на заданную температуру. По достижении необходимой температуры образец выдерживается в течение 15 мин, после чего проводятся его испытания.

Нагружение образца осуществляется в “мягком” режиме по синусоидальному закону со следующими параметрами: частота $f = 1$ Гц; асимметрия цикла $R = 0,1$; максимальная нагрузка цикла $P_{\max} = \text{const}$, которая задается для каждой температуры испытания.

В процессе испытания при приросте расчетной длины трещины на 0,05 мм или через каждые 50 цикл нагружения регистрируются такие характеристики: фактическое максимальное усилие цикла на образце P_{\max} ; смещения маркерных точек на боковой части образца; число циклов. С использованием полученных данных и исходных геометрических размеров образца, а также модуля упругости материала посредством ПО в реальном времени рассчитываются максимальное и минимальное значения коэффициента интенсивности напряжений цикла K , длина трещины усталости l , скорость ее роста dl/dN и коэффициент упругой податливости. Испытания проводятся до достижения $K_{\max} = 161,3$ кгс/мм^{3/2}, не доводя образец до разрушения.

По полученным поверхностям излома анализируется фронт трещины усталости согласно требованиям [2] и уточняются ее параметры, а именно: начальная l_0 и конечная l_k длина и кривизна фронта. После этого по необходимости с помощью поправочного коэффициента осуществляется корректировка значения ее расчетной длины.

Расчетный способ определения длины трещины усталости основывается на использовании метода упругой податливости. По результатам испытаний нескольких стандартных типов образцов [12] была установлена функциональная связь между длиной трещины усталости и коэффициентом податливости образца, представляющая обратное значение тангенса угла наклона прямой в координатах нагрузка–перемещение.

Введем следующие обозначения: W – характерный размер образца, в данном случае его ширина; $\alpha = l/W$ – относительная длина трещины усталости; EvB/P – безразмерный коэффициент податливости, где E – модуль упругости; P – нагрузка цикла; v – смещение берегов трещины; B – толщина образца.

Тогда зависимость между относительной длиной трещины усталости и безразмерным коэффициентом податливости может быть представлена в виде

$$\alpha = l/W = C_0 + C_1 u_X + C_2 u_X^2 + C_3 u_X^3 + C_4 u_X^4 + C_5 u_X^5, \quad (3)$$

где $u_X = 1/(\sqrt{EvB/P} + 1)$; C_k ($k = 1, \dots, 5$) – константы, которые для конкретного типа образца определены в [3].

Для решения задачи расчетного определения длины трещины усталости с использованием зависимости (3) на каждом цикле нагружения образца регистрируется диаграмма деформирования в координатах нагрузка–перемещение, которая в общем случае является нелинейной. Поэтому для определения модуля упругости образца на i -м цикле нагружения с целью исключения возможных “округлений” в крайних точках диаграммы деформирования учитывалась только ее линейная часть, представляющая участок от 20 до 95% по оси абсцисс (рис. 3). Под перемещением в данном случае понимается величина раскрытия берегов трещины. По углу наклона этого прямолинейного участка вычисляется модуль упругости E , пересчитывается коэффициент податливости, соответствующий данному циклу нагружения. Здесь следует отметить, что с увеличением длины трещины угол наклона изменяется, что хорошо видно из приведенных на рис. 3 линейных участков диаграмм деформирования для трех последовательных циклов нагружения.



Рис. 3. Изменение нагрузки в зависимости от раскрытия берегов трещины для трех последовательных циклов нагружения.

По результатам испытаний образца для каждого цикла нагружения с использованием зависимости (3) рассчитывается относительная длина трещины.

В соответствии с требованиями стандарта [3] при использовании рассматриваемого метода необходимо снять не менее одного измерения длины трещины: в начале испытания или по его завершении.

Поскольку значения модуля упругости образцов, который учитывается в зависимости (3), могут незначительно различаться, возможно расхождение между расчетной и оптически зарегистрированной длиной трещины. При несущественном их различии проводится корректировка величины модуля упругости с помощью поправочного коэффициента до идентичности значений расчетной и физической длин трещины усталости.

При необходимости проводится корректировка всей расчетной зависимости длина трещины – число циклов нагружения путем изменения поправочного коэффициента. В случае нелинейного роста трещины усталости, характеризуемого ее ветвлением или отклонением от прямолинейного направления, или невозможности корректного определения окончательной физической длины l корректировка осуществляется по уточненному (физически измеренному) значению l_0 .

При испытании образцов в условиях комнатной температуры длина трещины определяется двумя методами: расчетным и оптическим. В соответствии с оптическим методом длина трещины фиксируется с двух противоположных сторон образца, а в качестве ее физической длины принимается среднеарифметическое значение измерений. Интервал измерений длины трещины в данном случае составляет 400 цикл нагружения.

На рис. 4 в качестве примера приведены полученные расчетным и оптическим методами зависимости длины трещины от числа циклов нагружения. Видно, что согласно расчетному методу длина трещины усталости незначительно больше (примерно на 0,4 мм) на завершающем этапе ее роста по сравнению с таковой, полученной оптическим методом. Это обусловлено тем, что при использовании расчетного метода учитывается ветвление трещины, и в расчет принимается весь ее фронт, а не только его видимая часть на противоположных поверхностях образца, как в случае применения оптического метода. Начальная и конечная длина трещины, измеренная по излому разрушенного после испытаний образца, совпадает со значениями, которые определены расчетным методом. Коэффициент интенсивности напряжений K определяется по формуле для прямоугольного компактного образца с краевой трещиной при внецентренном растяжении:

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0,866+4,64\alpha-13,32\alpha^2+14,72\alpha^3-5,6\alpha^4). \quad (4)$$

Скорость роста трещины усталости dl/dN определяется дифференциальным методом полиномов, т.е. посредством аппроксимации $(2q+1)$ последовательно полученных значений длины трещины $l_{i-q}, \dots, l, \dots, l_{i+q}$ и числа циклов $N_{i-q}, \dots, N, \dots, N_{i+q}$ полиномом второй степени, где q обычно равно 1, 2, 3 или 4 [2].

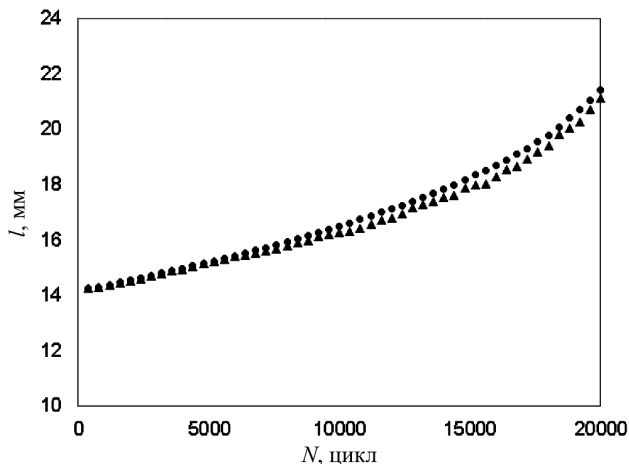


Рис. 4. Зависимость длины трещины усталости от числа циклов нагружения, полученная оптическим (▲) и расчетным (●) методами.

На i -м цикле нагружения для полученной длины трещины усталости l_i определяется величина размаха изменения коэффициента интенсивности напряжений в цикле по формуле

$$\Delta K = K_{\max} - K_{\min} \quad (5)$$

и строится кинетическая диаграмма СРТУ в координатах $dl/dN - \Delta K$ в соответствии с требованиями стандарта [2].

Из нанесенных на кинетическую диаграмму точек исключаются те, которые соответствуют ее первому участку. Оставшиеся точки используются для определения коэффициентов уравнения Пэриса (1), которое после логарифмирования принимает вид

$$\lg(dl/dN) = \lg C + n \lg(\Delta K). \quad (6)$$

Значения коэффициентов C и n в уравнении (1) определяются по выборке $\{(dl/dN)_i; \Delta K_i\}$ методом наименьших квадратов. Вся математическая обработка результатов осуществляется с использованием приложения MS Excel и OriginPro в ОС Windows 7.

Результаты испытаний. Для решения задачи были проведены испытания по определению СРТУ с последующим выведением коэффициентов уравнения Пэриса для двух титановых сплавов (далее – марки № 1 и 2) при температурах 20, 200, 300 и 400°C.

При каждой температуре было испытано по шесть образцов. По результатам испытаний строились кинетические диаграммы СРТУ, типичный пример которых приведен на рис. 5.

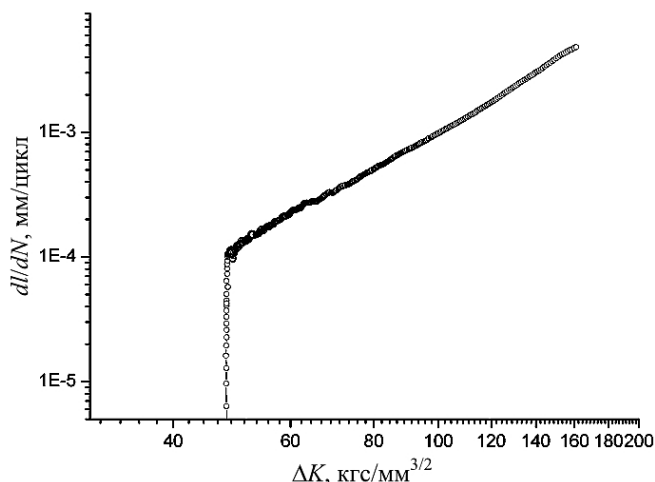


Рис. 5. Кинетическая диаграмма СРТУ для сплава марки № 2.

Здесь и далее результаты испытаний представляются в виде приведенных значений определяемых характеристик. Это обусловлено необходимостью сохранения конфиденциальности информации, однако это не ограничивает возможность решения поставленной задачи.

В соответствии с изложенным выше методическим обеспечением при выведении уравнения Пэриса используется установившаяся часть кинетической диаграммы СРТУ.

Среднеарифметические значения коэффициентов C и n для испытанных образцов приведены в табл. 1, а на рис. 6 – зависимости этих коэффициентов от температуры. Как следует из полученных результатов, влияние температуры на коэффициенты C и n зависит от марки сплава. Таким образом, на этом этапе исследований при наличии имеющегося набора экспериментальных данных не представляется возможным с достаточной достоверностью интерполировать значения коэффициентов уравнения Пэриса между крайними значениями температуры испытаний. Некорректность такого подхода интерполяции данных подтверждают полученные результаты испытаний образцов на одноосное растяжение, в частности определение модуля упругости E . Об этом также свидетельствует представленная на рис. 7 зависимость приведенных средних значений модуля упругости титанового сплава марки № 1 от температуры, из которой следует отсутствие корреляции между ними.

Т а б л и ц а 1

Среднеарифметические приведенные значения коэффициентов C и n уравнения Пэриса для образцов из титановых сплавов марок № 1 и 2

№ марки материала	C ((кгс / мм ^{3/2}) ⁿ · (мм / цикл)) и n при T , °С			
	20	200	300	400
1	$\frac{1,66 \cdot 10^{-08}}{2,89}$	$\frac{2,09 \cdot 10^{-8}}{2,28}$	$\frac{4,40 \cdot 10^{-8}}{2,28}$	$\frac{4,30 \cdot 10^{-8}}{2,35}$
2	$\frac{5,63 \cdot 10^{-10}}{2,56}$	$\frac{1,19 \cdot 10^{-9}}{2,36}$	$\frac{1,27 \cdot 10^{-9}}{2,40}$	$\frac{9,01 \cdot 10^{-10}}{2,47}$

Примечание. Над чертой приведены данные для C , под чертой – для n .

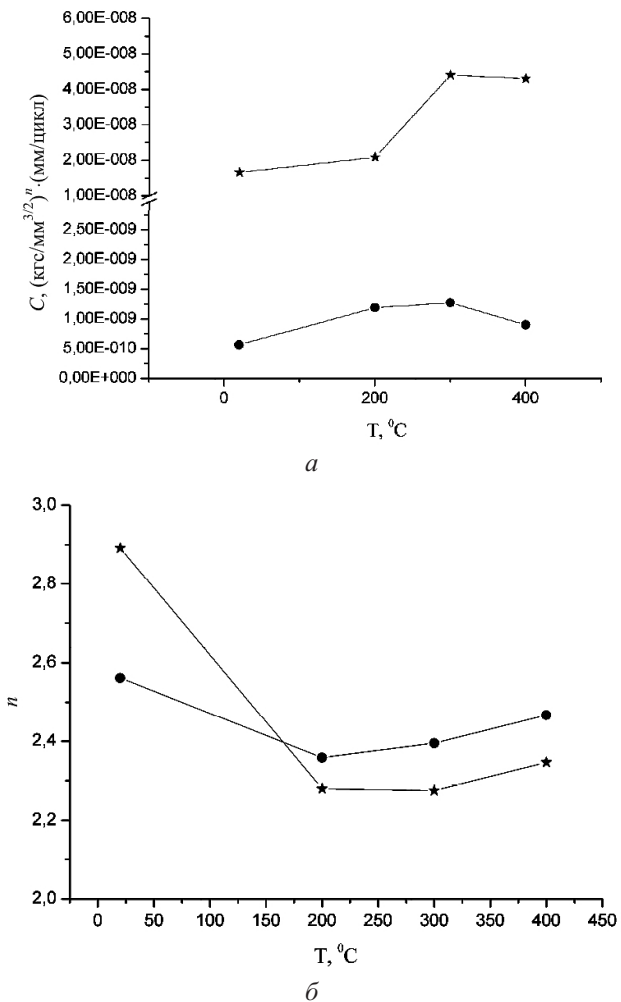


Рис. 6. Зависимость приведенных значений коэффициентов C (а) и n (б) от температуры испытания для титановых сплавов марок № 1 (★) и 2 (●).

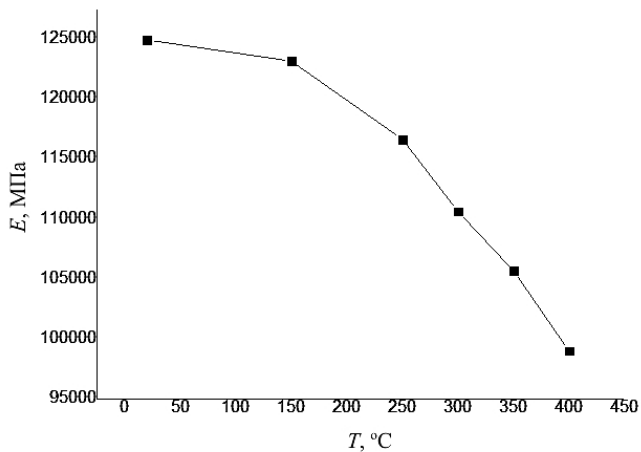


Рис. 7. Зависимость приведенного модуля упругости от температуры испытания для сплава марки № 1.

Т а б л и ц а 2

Приведенные значения коэффициентов уравнения (2) для рассматриваемых материалов и сплавов ЭП741НП и ЭК151ИД

Материал	a	b
Марка № 1	-3,01	-1,08
Марка № 2	-3,21	-1,44
ЭП741НП и ЭК151ИД	-5,58	-1,80

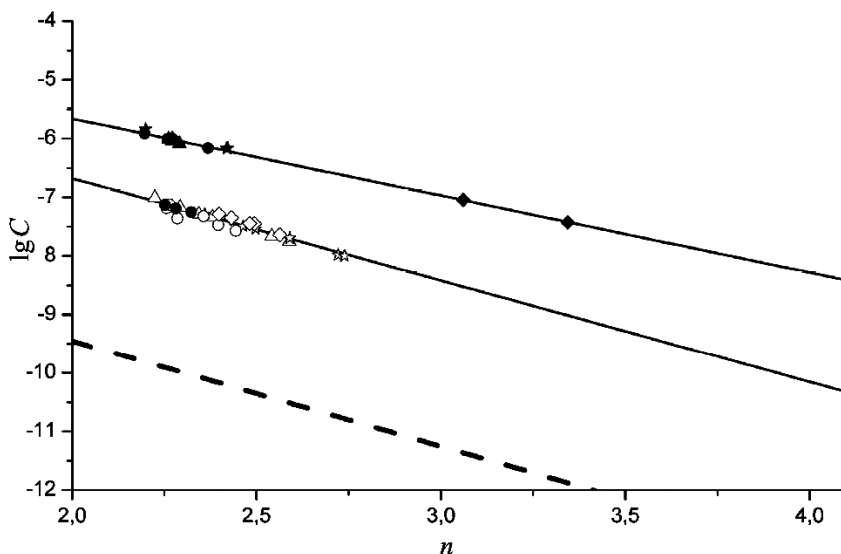


Рис. 8. Экспериментальные значения $\lg C$ и n для сплавов марок № 1 (темные точки) и № 2 (светлые точки): ★, ☆ – $T = 20^\circ\text{C}$; ●, ○ – $T = 200^\circ\text{C}$; ▲, △ – $T = 300^\circ\text{C}$; ◆, ◇ – $T = 400^\circ\text{C}$.

По результатам выполненных испытаний образцов на рис. 8 (сплошные линии) построены зависимости (2). Там же штриховой линией приведена указанная зависимость для сплавов ЭП741НП и ЭК151ИД, полученная в [10].

Значения коэффициентов уравнения (2) представлены в табл. 2.

Как следует из полученных данных, подтверждается гипотеза о справедливости корреляционной зависимости (2) между коэффициентами уравнения Пэриса для титановых сплавов [11]. Однако, как видно из рис. 8, данная зависимость не является универсальной для однотипных титановых сплавов, что утверждается в [10] на основе результатов испытаний образцов из никелевых сплавов с различной технологической наследственностью.

Выводы

1. Описана методика экспериментально-расчетного определения характеристик скорости роста трещины усталости с учетом влияния температуры в соответствии с требованиями нормативных документов.

2. Подтверждена справедливость гипотезы о существовании линейной корреляционной зависимости между коэффициентами уравнения Пэриса.

3. На основании сравнения известных и полученных в данном исследовании результатов показано, что для каждого материала имеется совокупность коэффициентов указанной корреляционной зависимости.

4. Установлено, что на данном этапе исследований не представляется возможным применять интерполирование между коэффициентами уравнения Пэриса и температурой испытаний.

Резюме

Наведено результати експериментально-розрахункових досліджень щодо визначення швидкості росту тріщини втомленості в титанових сплавах. Проаналізовано можливість використання кореляційних залежностей між експериментальними значеннями швидкості росту тріщини втомленості за різних температур.

1. *Потанов С. Д., Перепелица Д. Д.* Определение ресурсных показателей основных деталей авиационных двигателей на основе методики оценки остаточной долговечности // *Двигатель*. – 2010. – № 5 (71). – С. 28–29.
2. *OCT 1 92127-90.* Металлы. Метод определения скорости роста усталостной трещины при испытаниях с постоянной амплитудой нагрузки. – Введ. 01.01.1991.
3. *ASTM E647-00.* Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates, ASTM International, West Conshohocken, PA, 2000.
4. *Потанов С. Д., Перепелица Д. Д.* Способ обработки результатов испытаний образцов на трещиностойкость с целью определения коэффициентов уравнения Пэриса // *Вестн. МАИ*. – 2010. – 17, № 6. – С. 49–54.
5. *Kitagawa H.* Application of fracture mechanics to fatigue crack growth // *J. Jap. Soc. Eng.* – 1972. – 75, No. 642. – P. 1068–1080.
6. *Yokobori T., Kawada I., and Hata H.* The effects of ferrite grain size on the stage II fatigue crack propagation in plain low carbon steel // *Reports Res. Inst. Strength Fract. Mater. Tohoku Univ.* – 1973. – 9, No. 2. – P. 35–64.
7. *Niccolls E. H.* A correlation for fatigue crack growth rate // *Scr. Met.* – 1976. – 10, No. 4. – P. 295–298.
8. *Ярема С. Я.* О корреляции параметров уравнения Париса и характеристиках циклической трещиностойкости материалов // *Пробл. прочности*. – 1981. – № 9. – С. 20–27.
9. *Bailon J. P., Masounave J., and Bathias C.* On the relationship between the parameters of Paris law for fatigue crack growth in aluminium alloys // *Scr. Met.* – 1977. – 11, No. 12. – P. 1101–1106.
10. *Голубовский Е. Р., Волков М. Е., Эммаусский Н. М.* Оценка скорости развития трещины усталости (СРТУ) в никелевых сплавах для дисков ГТД // *Вестн. двигателестроения*. – 2013. – № 2. – С. 229–235.
11. *Потанов С. Д., Перепелица Д. Д.* Исследование характеристик циклической СРТ в материалах основных деталей авиационных ГТД // *Вестн. МАИ*. – 2013. – 20, № 1. – С. 124–139.
12. *Saxena A. and Hudak S. J., Jr.* Review and extension of compliance information for common crack growth specimens // *Int. J. Fract.* – 1978. – 14, No. 5. – P. 453–468.

Поступила 22. 04. 2015