

Влияние смещения фаз механического нагружения и циклического нагрева на скорость роста усталостных трещин. Сообщение 2. Прогнозирование скорости роста усталостных трещин

А. П. Гопкало, А. И. Новиков

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

На основании установленной в сообщении 1 связи размера пластической зоны в вершине трещины с параметрами цикла нагружения и свойствами материала разработан метод прогнозирования скорости роста трещин усталости при малоцикловом механическом нагружении и циклическом нагреве с учетом смещения фаз. Данные для расчетной зависимости получены из простых экспериментов. Использование метода показало хорошее соответствие расчетных результатов с экспериментальными.

Ключевые слова: циклический нагрев, малоцикловое механическое нагружение, циклическая трещиностойкость, модель, смещение фаз.

Введение. Зарождение и развитие трещин усталости из поврежденных мест материалов, которые работают при малоцикловом изотермическом нагружении, изучены достаточно обстоятельно, разработаны также соответствующие критерии оценки прочности и долговечности в указанных условиях [1]. Для сложного малоциклового неизотермического нагружения, особенно при смещении фаз малоциклового механического нагружения (МН) и циклического нагружения (ЦН), такие критерии отсутствуют. Использование критериев, разработанных для изотермического нагружения, при неизотермическом дает некорректные результаты, поскольку между процессами деформирования и разрушения материалов в этих условиях имеются существенные различия [2, 3]. Известные подходы к оценке скорости роста трещин усталости (СРТУ) при термомеханическом нагружении (ТМН), основанные на принципе суммирования вкладов от циклического приложения нагрузки и времени воздействия [4], являются достаточно громоздкими и сложными для инженерной практики.

В сообщении 1 [5] кратко рассмотрено влияние фазности МН и ЦН на циклическую долговечность и трещиностойкость конструкционных материалов. Показано влияние режимов МН в условиях изотермического и неизотермического нагружения (со смещением фаз МН и ЦН) на изменение величины пластической зоны в вершине трещины.

На основании установленной связи СРТУ с размером пластической зоны [6] в настоящей работе предпринята попытка разработать с позиции линейной механики разрушения метод оценки СРТУ для условий неизотермического нагружения с учетом смещения фаз МН и ЦН с использованием результатов простых экспериментов.

Разработка расчетной зависимости. При нагружении нормальным отрывом коэффициент интенсивности напряжений (КИН) зависит от геометрии тела, размера трещины, и его можно трактовать как параметр, характеризу-

ющий перераспределение напряжений в вершине трещины после ее образования. При наличии усталостной трещины процессы разрушения локализуются в ее вершине, и в таких условиях параметр нагружения характеризует напряженно-деформированное состояние (НДС) именно в этой области. Для циклического нагружения закономерности развития трещин с использованием параметра КИН можно представить в виде так называемой кинетической диаграммы усталостного разрушения (КДУР). В соответствии с [1] эта диаграмма имеет S-образный вид и условно делится на три участка, каждому из которых присущ определенный механизм разрушения, и их смена определяет переход от одного участка к другому.

Связь между СРТУ и КИН для установившегося участка запишем в виде уравнения Париса [7]:

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

где da/dN – СРТУ; ΔK – размах КИН; K_{\max} , K_{\min} – максимальное и минимальное значения КИН в течение полуцикла нагружения; C и n – постоянные материала.

Зависимость (1) позволяет описывать СРТУ на установившемся участке с помощью постоянных материала C и n , параметров МН, значений длины и формы трещины, а также геометрических параметров конструкции, используемых при определении ΔK .

Исходя из того что реальные механические условия в вершине трещины контролируются пластическими деформациями, в работе [6] сделано предположение, что СРТУ при циклическом МН можно записать в виде

$$\frac{da}{dN} = A(P_{\max})^m (\Delta P)^{n_1}, \quad (2)$$

где P_{\max} , ΔP – максимальная длина и размах пластической зоны в вершине трещины в направлении ее распространения соответственно; A , m , n_1 – определяемые экспериментально постоянные материала.

Размах пластической зоны в вершине трещины в направлении ее распространения для идеально упругопластичного материала можно записать в виде [1]

$$\Delta P = \frac{\Delta K^2}{2\pi\sigma_{0,2}^2}, \quad (3)$$

где $\sigma_{0,2}$ – условный предел текучести.

Для представления уравнений (1) и (2) в обобщенном виде введем следующее обозначение:

$$C_1 = A(P_{\max})^m, \quad (4)$$

где C_1 – константа материала.

Тогда зависимость (2) с использованием (3) и (4) преобразуется так:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \left(\frac{\Delta K}{\sqrt{2\pi\sigma_{0,2}}} \right)^{2n_1} \quad (5)$$

В уравнение (5) входит величина условного предела текучести, которая при неизотермическом нагружении является функцией температуры, изменяющейся во времени [5]. А поскольку в работе рассматривается влияние фазности МН и ЦН (рис. 1), уравнение в таком виде учитывает изменение свойств материала не в течение цикла, а только в начале и конце.

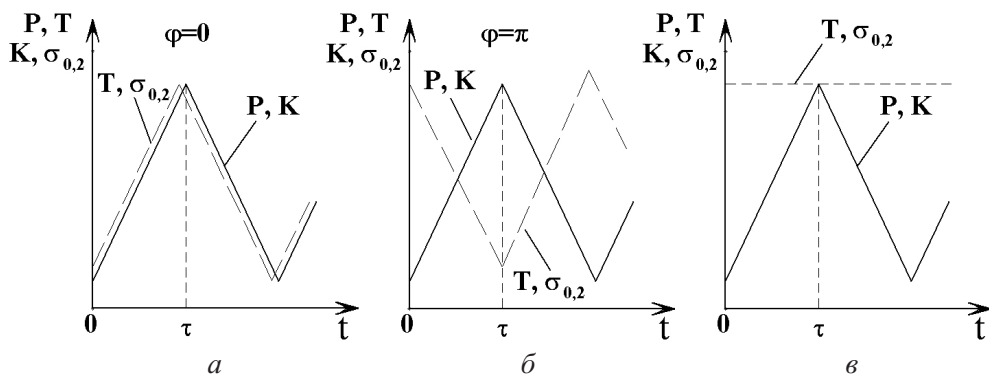


Рис. 1. Функции $K(t)$ и $\sigma_{0,2}(t)$ для нагружающей части треугольного неизотермического синфазного (а) и противофазного (б) цикла, а также изотермического (в). (P – нагрузка, T – температура.)

В связи с этим в уравнении (5) необходимо рассматривать не величины K и $\sigma_{0,2}$ в начале и конце цикла, а их кинетику в течение всего цикла, т.е. функции размаха КИН (K) и условного предела текучести ($\sigma_{0,2}$) от времени цикла t . Для этого определим связь между отношением размаха КИН к условному пределу текучести и его средним значением $(\Delta K/\sigma_{0,2})_{cp}$ в течение нагружающей части цикла для изотермического нагружения.

Рассмотрим функции $K(t)$ и $\sigma_{0,2}(t)$ в условиях неизотермического нагружения. Среднее значение отношения размаха КИН к условному пределу текучести для всех случаев термомеханического нагружения согласно данным рис. 1 можно представить как

$$\left(\frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}} \right)_{cp} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \left(\frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} - \frac{K(0)}{\sigma_{0,2}(0)} \right) dt \quad (6)$$

Выражение (6) для изотермического нагружения (рис. 1, в) можно записать в виде

$$\left(\frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}} \right)_{cp} = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \left(\frac{K(t)}{\sigma_{0,2}} - \frac{K_{min}}{\sigma_{0,2}} \right) dt = \frac{1}{2} \frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}} \quad (7)$$

Преобразуем зависимость (5) с учетом (6) и (7), предполагая, что соотношение между $(\Delta K/\sigma_{0,2})_{\text{ср}}$ и $\Delta K/\sigma_{0,2}$, полученное для изотермического нагружения, действительно также для неизотермического:

$$\frac{da}{dN} = C_1 \left(\sqrt{\frac{2}{\pi}} \left(\frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}} \right)_{\text{ср}} \right)^{2n_1} = C_1 \left(\sqrt{\frac{2}{\pi}} \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} \left(\frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} - \frac{K(0)}{\sigma_{0,2}(0)} \right) dt \right)^{2n_1}. \quad (8)$$

Зависимость (8) представляет собой универсальное уравнение для определения СРТУ для изотермического и неизотермического нагружения. Зависимость включает в себя неизвестные значения коэффициентов C_1 и n_1 , функции $K(t)$ и $\sigma_{0,2}(t)$, зависящие от параметров МН, и изменения механических свойств материала при ЦН.

Определим функции $K(t)$ и $\sigma_{0,2}(t)$ для треугольного режима синфазного нагружения (угол смещения фаз между МН и ЦН – $\varphi = 0$) и противофазного нагружения ($\varphi = \pi$) – рис. 1, а, б. В соответствии с результатами проведенных экспериментов параметры МН и ЦН изменяются во времени линейно. Тогда с некоторым допущением предполагаем, что в рассматриваемом диапазоне изменения нагрузок и температур функции $K(t)$ и $\sigma_{0,2}(t)$ также изменяются линейно [5].

Функцию $K(t)$ представим так:

$$K(t) = a + bt, \quad (9)$$

где t – временной аргумент; a и b – параметры, определяемые из начальных условий.

Начальные условия для функции $K(t)$ имеют вид

$$K(0) = K_{\min}; \quad (10a)$$

$$K(\tau) = K_{\max}, \quad (10б)$$

где τ – период полуцикла нагружения.

Коэффициенты a и b уравнения (9) с помощью начальных условий (10а), (10б) найдем как

$$a = K_{\min}; \quad (11a)$$

$$b = \frac{1}{\tau} (K_{\max} - K_{\min}). \quad (11б)$$

После подстановки параметров a и b (11а), (11б) в (9) функция $K(t)$ принимает вид

$$K(t) = K_{\min} + (K_{\max} - K_{\min}) \frac{t}{\tau}. \quad (12)$$

Полагаем, что асимметрия цикла нагружения по КИН R_K определяется отношением минимального значения K_{\min} к максимальному K_{\max} :

$$R_K = \frac{K_{\min}}{K_{\max}}. \quad (13)$$

Преобразуем выражение (12) с использованием (13):

$$K(t) = K_{\max} \left[R_K + (1 - R_K) \frac{t}{\tau} \right]. \quad (14)$$

Аналогично определим функцию условного предела текучести $\sigma_{0,2}(t)$ для синфазного и противофазного нагружения. Начальные условия для нахождения этой функции запишем следующим образом:

$$\sigma_{0,2}(0) = \sigma_{0,2}^{T_{\min}}; \quad \sigma_{0,2}(\tau) = \sigma_{0,2}^{T_{\max}}; \quad (15a)$$

$$\sigma_{0,2}(0) = \sigma_{0,2}^{T_{\max}}; \quad \sigma_{0,2}(\tau) = \sigma_{0,2}^{T_{\min}}, \quad (15b)$$

где $\sigma_{0,2}^{T_{\min}}$, $\sigma_{0,2}^{T_{\max}}$ – условный предел текучести соответственно при минимальной и максимальной температуре термоцикла.

Представим изменение механических свойств материала от температуры как асимметрию условного предела текучести и определим ее в виде отношения $\sigma_{0,2}^{T_{\max}}$ при максимальной температуре термоцикла к $\sigma_{0,2}^{T_{\min}}$ при минимальной температуре:

$$R_{\sigma_{0,2}} = \frac{\sigma_{0,2}^{T_{\max}}}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}}, \quad (16)$$

где $R_{\sigma_{0,2}}$ – асимметрия цикла по условному пределу текучести.

Тогда согласно данным рис. 1а,б и по аналогии с (12), используя также начальные условия (15а) и (15б), получаем

$$\sigma_{0,2}(t) = \sigma_{0,2}^{T_{\min}} \left[1 - (1 - R_{\sigma_{0,2}}) \frac{t}{\tau} \right]; \quad (17a)$$

$$\sigma_{0,2}(t) = \sigma_{0,2}^{T_{\min}} \left[R_{\sigma_{0,2}} + (1 - R_{\sigma_{0,2}}) \frac{t}{\tau} \right]. \quad (17b)$$

Проанализировав зависимости (17а), (17б) и преобразовав их в обобщенном виде путем введения коэффициентов δ и z , запишем

$$\sigma_{0,2}(t) = \sigma_{0,2}^{T_{\min}} \left[R_{\sigma_{0,2}}^z + \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}}) \frac{t}{\tau} \right]. \quad (18)$$

Коэффициенты δ и z (18) для синфазного и противофазного нагружения соответственно имеют вид:

$$\delta = -1, \quad z = 0; \quad (19a)$$

$$\delta = 1, \quad z = 1. \quad (19b)$$

На рис. 2 приведено изменение отношения функций $K(t)/\sigma_{0,2}(t)$ в течение нагружающей части цикла для разных режимов ТМН. Видно, что отношение этих функций имеет линейный характер для условий изотермического (кривые 1, 4) и нелинейный для неизо­термического (кривые 2, 3) цикла нагружения. Поэтому при изотермическом нагружении необходимо учитывать кинетику изменения этого отношения.

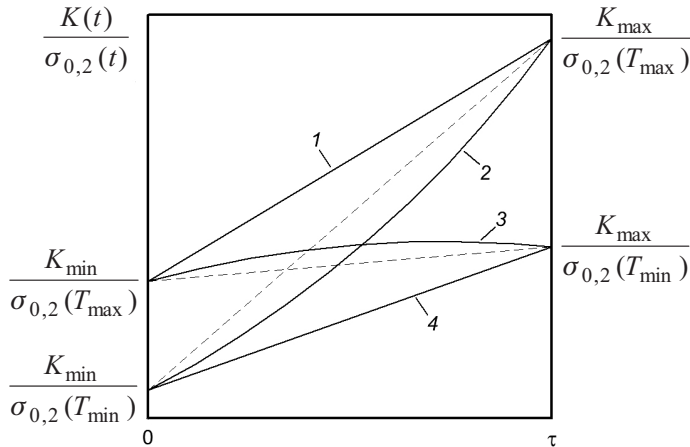


Рис. 2. Зависимость отношения функций $K(t)/\sigma_{0,2}(t)$ в течение нагружающей части цикла для разных режимов ТМН: 1, 4 – изотермическое нагружения при T_{\max} , T_{\min} неизо­термического цикла нагружения соответственно; 2, 3 – синфазное и противофазное нагружение соответственно. (Штриховые линии соответствуют кинетике изменения отношения значений $\Delta K/\sigma_{0,2}$ в линейной постановке.)

Для определения констант материала C_1 и n_1 при неизо­термическом нагружении сравним правые части уравнений Париса (1), для которого известны коэффициенты C и n , с видоизмененным уравнением Эрдогана (5):

$$C(\Delta K)^n = \frac{C_1}{(\sqrt{2\pi}\sigma_{0,2})^{2n_1}} (\Delta K)^{2n_1}. \quad (20)$$

С физической точки зрения с учетом размерности коэффициенты C_1 и n_1 (20) найдем как

$$C_1 = C(\sqrt{2\pi}\sigma_{0,2})^{2n_1}; \quad (21a)$$

$$n_1 = n/2. \tag{216}$$

Уравнение (8) после подстановки в него полученных коэффициентов C_1 , n_1 (21а), (21б) и функций КИН (14), а также условного предела текучести (18) принимает вид

$$\frac{da}{dN} = C \left[\sigma_{0,2} \frac{2}{\tau} \int_0^{\tau} \left(\frac{K_{\max} \left[R_K + (1 - R_K) \frac{t}{\tau} \right]}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}} \left[R_{\sigma_{0,2}}^z + \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}}) \frac{t}{\tau} \right]} - \frac{K_{\max} R_K}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}} R_{\sigma_{0,2}}^z} \right) dt \right]^n. \tag{22}$$

После преобразования выражения (22) получим

$$\begin{aligned} \frac{da}{dN} = C \left[2\sigma_{0,2} \frac{K_{\max}}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}} \frac{(1 - R_K)R_{\sigma_{0,2}}^z - R_K \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})}{\delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})} \times \right. \\ \left. \times \left(\frac{\ln(R_{\sigma_{0,2}}^z + \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})) - \ln(R_{\sigma_{0,2}}^z)}{\delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})} - \frac{1}{R_{\sigma_{0,2}}^z} \right) \right]^n. \tag{23} \end{aligned}$$

Выражение (23) позволяет определить СРТУ для треугольного цикла синфазного и противофазного нагружения. При этом необходимо располагать коэффициентами уравнения Париса C и n , параметрами смещения фаз δ , z , характеристиками режима K_{\max} , K_{\min} , условным пределом текучести при соответствующих температурах ЦН ($\sigma_{0,2}^{T_{\min}}$, $\sigma_{0,2}^{T_{\max}}$, $\sigma_{0,2}$).

Методика расчета и экспериментальная проверка расчетной зависимости. Разработанная методика прогнозирования СРТУ в условиях малоциклового ТМН была апробирована на результатах испытаний стали 25Х1М1Ф (рис. 3) [8], полученных при изотермическом и неизотермическом нагружении, при линейном изменении параметров ТМН (рис. 1) в нагружающей части цикла. Для испытаний использовали плоские образцы с краевым концентратором, которые предварительно нагружали [5]. По КДУР стали 25Х1М1Ф (рис. 3) были определены коэффициенты уравнения Париса C и n (табл. 1) для всех рассмотренных режимов нагружения.

Чтобы прогнозировать СРТУ в неизотермических условиях по данным изотермических испытаний, необходимо определить коэффициенты уравнения Париса C и n . Для этого следует проанализировать закономерности изменения указанных коэффициентов в зависимости от температуры для изотермических условий испытаний и установить значения эквивалентных температур для неизотермических условий. (Здесь и далее эквивалентная температура при неизотермических испытаниях – это температура, используемая при изотермическом нагружении, при котором достигается равенство СРТУ для этих режимов.

Т а б л и ц а 1

Экспериментальное и расчетное определение коэффициентов C и n , эквивалентных температур и условного предела текучести стали 25X1M1Ф

Режим нагружения	T , °C	C , 10^{-13}	n	$\sigma_{0,2}$, МПа	$\frac{T_C^{\text{ЭКВ}}}{T_n^{\text{ЭКВ}}}$	$T_3^{\text{ЭКВ}}$, °C	$T_p^{\text{ЭКВ}}$, °C	C_p , 10^{-13}	n_p	$ \Delta(T_p^{\text{ЭКВ}}) $, %	$\frac{ \Delta(C) }{ \Delta(n) }$, %
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
Изотермическое	600	0,964	5,74	321	–	–	–	–	–	–	–
Синфазное	600	2,28	5,30	–	$\frac{540,6}{559,8}$	550,87	551,69	2,210	5,39	0,2	$\frac{3,1}{1,7}$
Противофазное	600	2,80	4,85	–	$\frac{502,1}{492,3}$	497,25	495,36	2,880	4,77	0,4	$\frac{2,7}{1,6}$
Изотермическое	375	12,1	3,90	430	–	–	–	–	–	–	–
	20	2100	1,94	509	–	–	–	–	–	–	–

Примечание. В шестом столбце над чертой приведены данные для $T_C^{\text{ЭКВ}}$, под чертой – для $T_n^{\text{ЭКВ}}$, в 12 столбце: над чертой – данные для $\Delta(C)$, под чертой – для $\Delta(n)$.

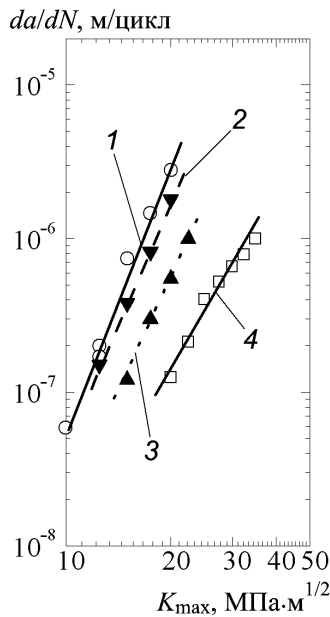


Рис. 3. Кинетическая диаграмма усталостного разрушения стали 25X1M1Ф в изотермических (1 – $T = 600^\circ\text{C}$; 4 – $T = 375^\circ\text{C}$) и неизотермических (2, 3 – соответственно синфазное и противофазное нагружение при $T = 375..600^\circ\text{C}$) условиях МН и ЦН. (Точки и сплошные линии – данные эксперимента; штриховые линии – расчет по зависимости (23).)

По данным табл. 1 построены зависимости коэффициентов C и n от температуры для изотермического нагружения (на рис. 4 точки 1, 2, 3). После этого на полученные кривые наносили значения коэффициентов уравнения Париса C и n для неизотермического нагружения (на рис. 4 точки 4, 5) и

определяли $T_C^{\text{ЭКВ}}$ и $T_n^{\text{ЭКВ}}$ при неизотермических условиях по точкам 4, 5. Из данных рис. 4 и табл. 1 видно, что при противофазном нагружении значения $T_C^{\text{ЭКВ}}$ и $T_n^{\text{ЭКВ}}$ на 3 и 1% больше значений средней температуры термоцикла, при синфазном нагружении – на 11 и 15% (табл. 1).

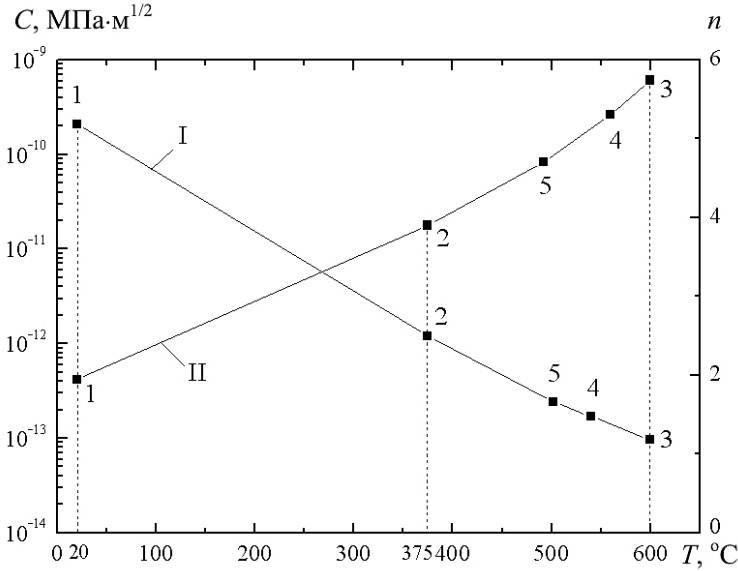


Рис. 4. Зависимость коэффициентов C (I) и n (II) от температуры при изотермическом (точки 1, 2, 3), синфазном (точка 4) и противофазном (точка 5) нагружении стали 25X1M1Ф.

Исходя из анализа закономерностей изменения эквивалентной температуры ее эмпирическую зависимость от средней температуры для режимов синфазного и противофазного нагружения можно записать в виде

$$T_{\varphi=0}^{\text{ЭКВ}} = 1,13T_{\text{cp}} = 0,565(T_{\text{max}} + T_{\text{min}}); \quad (24a)$$

$$T_{\varphi=\pi}^{\text{ЭКВ}} = 1,02T_{\text{cp}} = 0,51(T_{\text{max}} + T_{\text{min}}), \quad (24б)$$

где T_{max} , T_{min} , T_{cp} – максимальное, минимальное и среднее значения температуры при изотермическом нагружении; φ – угол смещения фаз между МН и ЦН. Значения экспериментальных эквивалентных температур, определенных по зависимостям (24а), (24б), представлены в табл. 1.

Приведенные уравнения для нахождения расчетной эквивалентной температуры (24) являются частным случаем, общий вид которых может быть принят как

$$T_p^{\text{ЭКВ}} = T_{\text{min}} + (T_{\text{max}} - T_{\text{min}})\mu, \quad (25)$$

где μ – коэффициент, зависящий от кинетики ТМН, т.е. изменения отношения функций $K(t)/\sigma_{0,2}(t)$.

Коэффициент μ определяли как отношение разности энергии A в нагружающей части цикла неизотермического и изотермического нагружения при минимальной температуре к разности энергии изотермического нагружения при максимальной и минимальной температуре:

$$\begin{aligned} \mu &= \sqrt{\frac{A(t) - A(T_{\min})}{A(T_{\max}) - A(T_{\min})}} = \sqrt{\frac{\int_0^\tau \frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} dt - \int_0^\tau \frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}} dt}{\int_0^\tau \frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}^{T_{\max}}} dt - \int_0^\tau \frac{\Delta K}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}} dt}} = \\ &= \sqrt{\frac{\int_0^\tau \frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} dt - \int_0^\tau \frac{K_{\max}(1 - R_K)}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}} dt}{\int_0^\tau \frac{K_{\max}(1 - R_K)}{\sigma_{0,2}^{T_{\max}}} dt - \int_0^\tau \frac{K_{\max}(1 - R_K)}{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}} dt}}. \end{aligned} \quad (26)$$

После преобразования зависимости (26) получим

$$\mu = \sqrt{\frac{R_{\sigma_{0,2}}}{1 - R_{\sigma_{0,2}}} \left[\frac{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}}{\tau K_{\max}(1 - R_K)} \int_0^\tau \frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} dt - 1 \right]}. \quad (27)$$

Таким образом, зависимость (25) с учетом (27) примет вид

$$T_p^{\text{ЭКВ}} = T_{\min} + (T_{\max} - T_{\min}) \sqrt{\frac{R_{\sigma_{0,2}}}{1 - R_{\sigma_{0,2}}} \left[\frac{\sigma_{0,2}^{T_{\min}}}{\tau K_{\max}(1 - R_K)} \int_0^\tau \frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} dt - 1 \right]}. \quad (28)$$

Значение интеграла в зависимости (28) может быть найдено следующим образом:

$$\begin{aligned} \int_0^\tau \frac{K(t)}{\sigma_{0,2}(t)} dt &= \frac{(1 - R_K)R_{\sigma_{0,2}}^z - R_K \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})}{\delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})} \times \\ &\times \left(\frac{\ln(R_{\sigma_{0,2}}^z + \delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})) - \ln(R_{\sigma_{0,2}}^z)}{\delta(1 - R_{\sigma_{0,2}})} - \frac{1}{R_{\sigma_{0,2}}^z} \right) \tau. \end{aligned} \quad (29)$$

Уравнение (28) с использованием (29) позволяет определить эквивалентную температуру, необходимую для установления значений коэффициентов уравнения Париса C и n (рис. 4) для неизотермического нагружения по графику изменения этих коэффициентов при изотермическом нагружении.

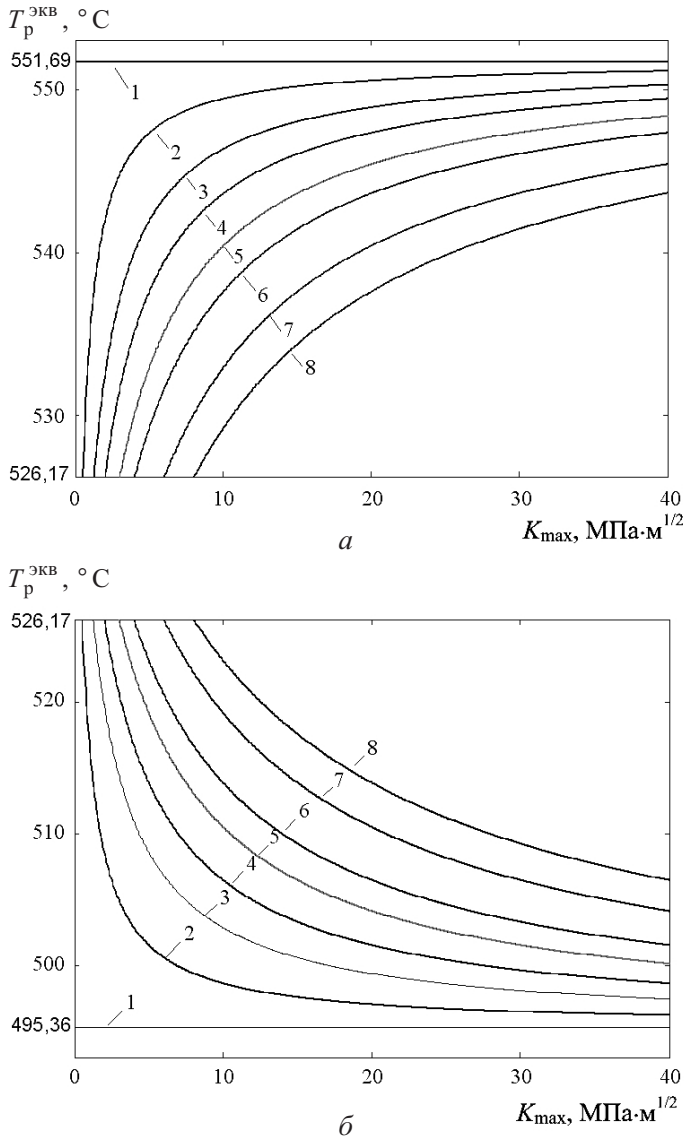


Рис. 5. Зависимость $T_p^{\text{экв}}$ от КИН K_{max} для синфазного (а) и противофазного (б) нагружения при разных значениях K_{min} : 1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8 – $K_{\text{min}} = 0; 1,25; 2; 3; 4; 5; 6; 8 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ соответственно.

В соответствии с уравнением (28) были построены кривые изменения величины $T_p^{\text{экв}}$ для режимов синфазного и противофазного нагружения в зависимости от K_{max} для различных K_{min} (рис. 5).

Из рис. 5 видно, что при повышении K_{max} значение расчетной эквивалентной температуры стремится к асимптотическому, определенному для отнулевого цикла МН при синфазном и противофазном нагружении (на рис. 6 точки 1, 2), при незначительном различии между коэффициентами K_{min} и K_{max} значения эквивалентной температуры для этих нагружений стремятся к одному значению (на рис. 6 точка 3).

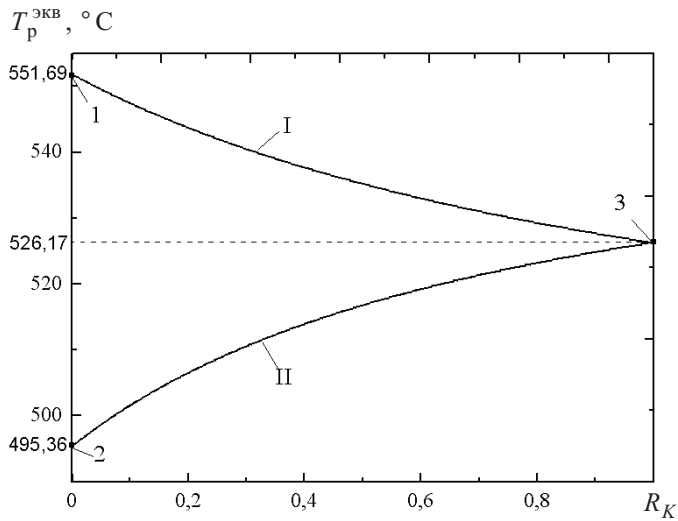


Рис. 6. Зависимость расчетной эквивалентной температуры от коэффициента асимметрии цикла по КИН для синфазного (I) и противофазного (II) нагружения.

Уравнение (28) можно представить в виде графиков изменения расчетной эквивалентной температуры для режимов синфазного и противофазного нагружения в зависимости от коэффициента асимметрии цикла по КИН R_K (рис. 6).

На рис. 6 точки 1 и 2 соответствуют асимптотической расчетной температуре при синфазном и противофазном нагружении соответственно (кривые I на рис. 5), пересечение кривых I и II в точке 3 соответствует статическому МН при ЦН.

По зависимости (28) была также определена величина $T_p^{\text{ЭКВ}}$ при синфазном и противофазном нагружении для исследуемой стали 25X1M1Ф (табл. 1). Ошибка в определении расчетной эквивалентной температуры по отношению к экспериментальной составляет 0,2 и 0,4% при синфазном и противофазном нагружении соответственно. Затем определяли расчетные коэффициенты уравнения Париса C_p и n_p при неизотермическом нагружении, ошибка в их определении по отношению к найденным экспериментально приведена в табл. 1. Как видно, достигнуто хорошее соотношение между расчетными и экспериментальными значениями коэффициентов уравнения Париса C и n , что позволяет перейти к прогнозу СРТУ для неизотермического нагружения по результатам изотермического.

Для построения КДУР при синфазном и противофазном нагружении необходимо в уравнение (23) ввести найденные коэффициенты уравнения Париса C и n , параметры смещения фаз δ , z , параметры режима МН K_{max} , R_K и параметры $(\sigma_{0,2}^{T_{\text{min}}}, R_{\sigma_{0,2}}, \sigma_{0,2})$ свойств материала, зависящие от температуры.

Исходя из вышеизложенного общая схема для определения СРТУ при МН и ЦН такова.

1. Провести испытания лабораторных образцов на циклическую трещиностойкость в изотермических условиях при температурах, соответствующих

максимальной и минимальной температуре неизотермического цикла нагружения, а также при комнатной или промежуточной температуре.

2. Построить соответствующие п. 1 КДУР (рис. 3).

3. Из полученных в п. 2 КДУР определить коэффициенты C и n соответственно для заданных температур (табл. 1).

4. Построить зависимости для полученных в п. 3 коэффициентов C и n от температуры (рис. 4).

5. Определить эквивалентную температуру для синфазного и противофазного нагружения по зависимости (28).

6. Определить коэффициенты C и n для синфазного и противофазного нагружения из графиков, полученных в п. 4, с использованием найденного согласно п. 5 значения эквивалентной температуры.

7. Построить КДУР для синфазного либо противофазного нагружения, подставляя в уравнение (23) полученные в п. 6 коэффициенты C и n , а также значения необходимых параметров цикла и механических свойств материала.

Построение КДУР с помощью зависимости (23) позволяет:

для заданного числа циклов нагружения N рассчитать увеличение длины трещины от начального значения l_0 до текущего l и сравнить его с критическим $l_{кр}$;

для критической длины трещины $l_{кр}$ установить число циклов эксплуатации N ;

при известном числе циклов нагружения N и критической длине трещины $l_{кр}$ рассчитать безопасную длину трещины l_0 , при которой возможна эксплуатация изделий.

Аналогично описанной выше схеме расчета была проведена проверка предлагаемой расчетной зависимости (23) для сплава Ti-24Al-11Ni [4]. На рис. 7 приведены экспериментальные данные и расчетные КДУР для этого сплава. Механические характеристики и результаты расчета эквивалентной температуры по зависимости (28) представлены в табл. 2.

Кинетические диаграммы усталостного разрушения для данных режимов ТМН получены при асимметрии цикла $R = 0,1$, частоте нагружения $f = 0,01$ Гц, максимальной и минимальной температурах цикла, составляющих 649 и 315°C соответственно.

Как видно из данных табл. 2, разработанный метод показывает хорошее соответствие между расчетными и определенными экспериментально коэффициентами уравнения Париса C и n при неизотермическом нагружении. Зависимость расчетной эквивалентной температуры от коэффициента асимметрии цикла по КИН R_K приведена на рис. 8.

Отметим, что данная расчетная зависимость применима для частот МН и ЦН, не влияющих на характеристики усталости и циклическую долговечность. Получена она из предположения линейного закона изменения параметров МН и ЦН во времени и условного предела текучести от температуры, а также треугольной формы цикла ТМН (рис. 1). Ее можно расширить на случаи нелинейного изменения этих параметров, а также на случай трапецидальной или любой другой формы термоцикла. Для этого необходимо записать уравнения (14) и (18) в требуемом виде. В общем виде расчетная зависимость описывается (8).

Т а б л и ц а 2

Определение коэффициентов C и n , полученных экспериментально и по зависимости (28), и условного предела текучести при МН и ЦН сплава Ti-24Al-11Ni

Режим нагружения	T , °C	C , 10^{-13}	n	$\sigma_{0,2}$, МПа	$T_p^{экр}$, °C	C_p , 10^{-13}	n_p	$\Delta(C)$, %	$\Delta(n)$, %
Изотермическое	649	0,137	2,63	410	–	–	–	–	–
Синфазное	315...649	3,77	2,46	–	550,1	4,17	2,56	9,6	3,9
Противофазное	315...649	1,80	2,31	–	478,63	1,95	2,39	7,7	3,4
Изотермическое	315	63,7	2,17	920	–	–	–	–	–
	20	7860	1,87	1100	–	–	–	–	–

da/dN , м/цикл

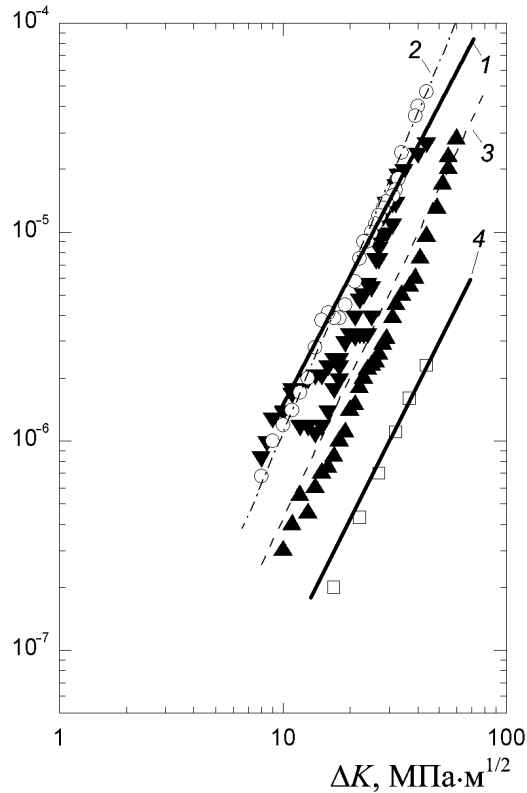


Рис. 7. Экспериментальные (точки и сплошные линии) и рассчитанные по зависимостям (23) и (28) (штриховые линии) КДУР сплава Ti-24Al-11Ni в изотермических (1 – $T = 315^\circ\text{C}$; 4 – $T = 649^\circ\text{C}$) и неизотермических (2 – синфазное нагружение при $T = 315...649^\circ\text{C}$; 3 – противофазное нагружение при $T = 315...649^\circ\text{C}$) условиях МН и ЦН.

Расчетная зависимость позволяет также определять СРТУ при изотермическом нагружении. При подстановке в уравнения (22) или (23) параметров цикла нагружения $\delta = 0$ и $z = 1$ получим зависимость для определения СРТУ при температуре, равной максимальной температуре неизотермического цикла,

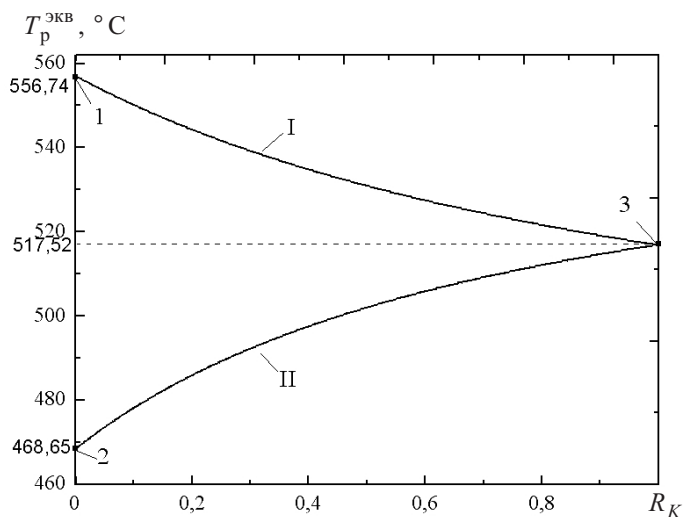


Рис. 8. Зависимость расчетной эквивалентной температуры от коэффициента асимметрии цикла по КИН при синфазном (I) и противофазном (II) нагружении: 1, 2 – асимптотическая расчетная температура при синфазном и противофазном нагружении; 3 – статическое МН при ЦН.

при подстановке значений $\delta = 0$ и $z = 0$ – при температуре, равной минимальной температуре неизотермического цикла.

Выводы

1. Разработана методика и получена простая для инженерного использования расчетная зависимость для прогнозирования СРТУ в малоцикловой области с учетом смещения фаз МН и ЦН. Расчетная зависимость основана на установленной связи размаха пластической зоны в вершине трещины с параметрами цикла нагружения и изменения свойств материала.

2. Для построения КДУР расчетным методом при неизотермическом нагружении необходимо располагать КДУР при изотермическом нагружении при температурах, соответствующих максимальной и минимальной температурам термоцикла, комнатной и промежуточной температуре, а также значениями условного предела текучести для этих температур.

3. Проверка расчетных зависимостей показала хорошее соответствие между экспериментальными и расчетными данными при синфазном и противофазном нагружении для двух материалов. Таким образом, с помощью уравнения (23) совместно с (28) можно с достаточной для инженерных расчетов точностью определять СРТУ в изотермических и неизотермических условиях с учетом смещения фаз МН и ЦН по результатам экспериментов.

Резюме

На основі зв'язку розміру пластичної зони у вістрі тріщини з параметрами циклу навантаження і властивостями матеріалу розроблено метод прогнозування швидкості росту тріщин утоми за малоциклогового механічного навантаження та циклічного нагрівання з урахуванням зсуву фаз. Дані для розра-

хункової залежності отримано з простих експериментів. Використання методу показало хорошу збіжність розрахункових результатів з експериментальними.

1. *Механика разрушения и прочность материалов. Справочное пособие: В 4 т. / Под общ. ред. В. В. Панасюка. – Киев: Наук. думка, 1988–1990. – 680 с.*
2. *Гопкало А. П. Оценка циклической долговечности сталей 15ХМл и 20ХМл в неизотермических условиях // Пробл. прочности. – 1998. – № 3. – С. 22 – 27.*
3. *Гопкало А. П. Исследование особенностей нагруженности материалов при термической усталости // Там же. – 1994. – № 10. – С. 17 – 22.*
4. *Pernot J. J., Nicolas T., and Moll S. Modelling thermomechanical fatigue crack growth rates in Ti–24Al–11Ni // Fatigue. – 1994. – 16, No. 2. – P. 111 – 122.*
5. *Гопкало А. П. Влияние смещения фаз механического нагружения и циклического нагрева на скорость роста усталостных трещин. Сообщ. 1. Влияние смещения фаз механического нагружения и циклического нагрева на размер пластической зоны в вершине трещины // Пробл. прочности. – 2011. – № 3. – С. 132 – 140.*
6. *Roberts R. and Erdogan F. The effect of mean stress on fatigue crack propagation in plates under extension and bending // Trans. ASME, J. Basic. Eng. – 1967. – 89. – P. 885 – 899.*
7. *Броек Д. Основы механики разрушения / Пер. с англ. – М.: Высш. шк., 1980. – 368 с.*
8. *Гопкало А. П., Чернявский А. А. Методика экспериментальных исследований циклической трещиностойкости материалов в неизотермических условиях // Пробл. прочности. – 2005. – № 2. – С. 151 – 158.*

Поступила 23. 12. 2009