

## **Развитие усталостных трещин в жаропрочных сплавах при термомеханическом нагружении. Сообщение 1. Метод и результаты исследования скоростей развития трещин**

**В. Т. Трощенко, Б. А. Грязнов, О. В. Кононученко, С. В. Кобельский**

Институт проблем прочности НАН Украины, Киев, Украина

*Предложена расчетно-экспериментальная методика изучения влияния циклического термомеханического нагружения, под которым понимается одновременное воздействие на исследуемый объект циклически изменяющейся механической нагрузки и переменной во времени температуры, приводящей к возникновению термических напряжений, на развитие трещин усталости в образцах с треугольным поперечным сечением. Приведены результаты расчета коэффициентов интенсивности напряжений в упругой постановке для угловой трещины нормального отрыва в случае нагружения чистым изгибом и переменной во времени температурой. Исследована трещиностойкость сплавов ХН70ВМТЮ (ЭИ617) и ХН73МБТЮ (ЭИ698) при постоянной температуре и при термомеханическом нагружении. Построены кинетические диаграммы разрушения сплавов при постоянной температуре и для двух режимов термоциклирования на пороговом и среднеамплитудном участках.*

**Ключевые слова:** циклическое термомеханическое нагружение, экспериментальное исследование развития усталостной трещины, тепловое и напряженно-деформированное состояние, коэффициент интенсивности напряжений, численный расчет.

**Введение.** Определение закономерностей развития усталостных трещин в условиях термомеханического нагружения представляет несомненный интерес для расчета долговечности элементов конструкций. Это обусловлено как широкой распространенностью сочетания механического и термического нагружения, так и большой ответственностью элементов конструкций, подвергающихся подобному воздействию. Такое нагружение характерно в первую очередь для элементов конструкции газотурбинных двигателей (ГТД) [1].

Работа ГТД характеризуется существенной тепловой и силовой нагруженностью, что вызывает интенсивное накопление повреждений и истощение работоспособности прежде всего таких ответственных элементов, как рабочие лопатки турбины [2]. Температурная неоднородность приводит к появлению в лопатках значительных термических напряжений, особенно на нестационарных режимах, во время которых возникают максимальные температурные градиенты, что вызывает образование трещин в деталях ГТД [3].

Особенности, привносимые термомеханическим нагружением в закономерности накопления повреждений, как правило, фиксируются и анализируются через уменьшение суммарной долговечности изделия, без разделения периода накопления рассеянного повреждения в теле, формирования макротрещины и периода ее дальнейшего развития [4]. Второй подход к анализу влияния неизотермичности нагружения сводится к фиксации момента возникновения трещины определенной глубины исключительно под воздействием температурного нагружения [5, 6]. Исследование про-

дится на реальном изделии или на его модели. Кинетика развития трещины либо не рассматривается, либо она является следствием исключительно термической составляющей. Таким образом, влияние механической компоненты, которой всегда подвергается реальное изделие, не исследуется.

Учитывая, что период распространения трещины может быть достаточно длительным, необходимо исследовать кинетику ее развития в условиях термомеханического нагружения. Это позволит установить степень опасности, которую представляет трещина определенной глубины и конфигурации, а также закономерности ее поведения. Особый интерес вызывает сочетание механического и термического нагружения в виде высокочастотного механического нагружения с наложением резких теплосмен, так как именно такой режим реализуется в рабочих лопатках и некоторых других конструктивных элементах ГТД.

Для решения этой проблемы, во-первых, необходимо создать методику испытаний в условиях термомеханического нагружения и методику расчета коэффициентов интенсивности напряжений (КИН) для трещины с фронтом реальной конфигурации. Во-вторых, следует разработать способ учета комплексности влияния термомеханического нагружения на развитие трещины. В данном сообщении приведены результаты, полученные в рамках решения первой из поставленных задач.

**Методика проведения эксперимента.** Испытания при термомеханическом нагружении предполагают одновременное и независимое нагружение образца циклической механической и переменной во времени температурной нагрузкой. Для экспериментального исследования взаимодействия факторов нагружения использовалась доработанная расчетно-экспериментальная методика [7]. Образец подвергался круговому чистому изгибу с периодическим нагревом его рабочей части. Частота изменения механической компоненты нагружения 40...50 Гц. Асимметрия цикла механической составляющей нагружения  $R = -1$ . Рабочая часть образца для исследования трещиностойкости материалов имеет треугольное поперечное сечение с углом у вершины  $60^\circ$ , выполненное фрезированием из цилиндра диаметром 11 мм. Высота поперечного сечения рабочей части  $H = 8,45$  мм.

Нагрев образца проводился индукционным способом с использованием двухвиткового индуктора. Вращение образца обеспечивало симметричное распределение температуры в его рабочем сечении. Соотношение между частотами приложения термической и механической компонент нагружения составляло 1200...2500 для разных терморежимов. Температура измерялась с помощью проволочных ( $\varnothing 0,1$  мм) хромель-алюмелевых термопар. Схема размещения термопар по контуру рабочего сечения образца приведена на рис. 1,а. Регистрация и запись температур производились самопишущим потенциометром типа КСП-4, который подключался через графитовый токосъемник. Образец охлаждался естественным путем на воздухе и с помощью дополнительного обдува.

Для каждого из исследуемых сплавов реализовывалось по два терморежима, характеризуемые размахом температур поверхности рабочей части образца за цикл  $T_{\min} \Leftrightarrow T_{\max}$  и продолжительностью нагрева-охлаждения  $\tau_{heat} \Leftrightarrow \tau_{cool}$  в секундах (например,  $1,9 \Leftrightarrow 60$ ). Параметры термоциклов вы-

бирались таким образом, чтобы достигнуть совпадения минимальной ( $T_{\min} = 413...438$  К) и максимальной ( $T_{\max} = 942...948$  К) температур термоцикла для разных режимов охлаждения. Минимальная и максимальная температуры термоциклов соответствуют рабочему диапазону температур для обоих сплавов. Скорость нагрева составляла 260...270 К/с. Результаты замеров температур на кромке рабочего сечения  $T_1$  и в серединной точке стороны рабочего сечения  $T_2$  приведены на рис. 1, в, г. Геометрия образца обеспечивает градиенты температур по сторонам и по высоте рабочего сечения в полуциклах нагрева и охлаждения.

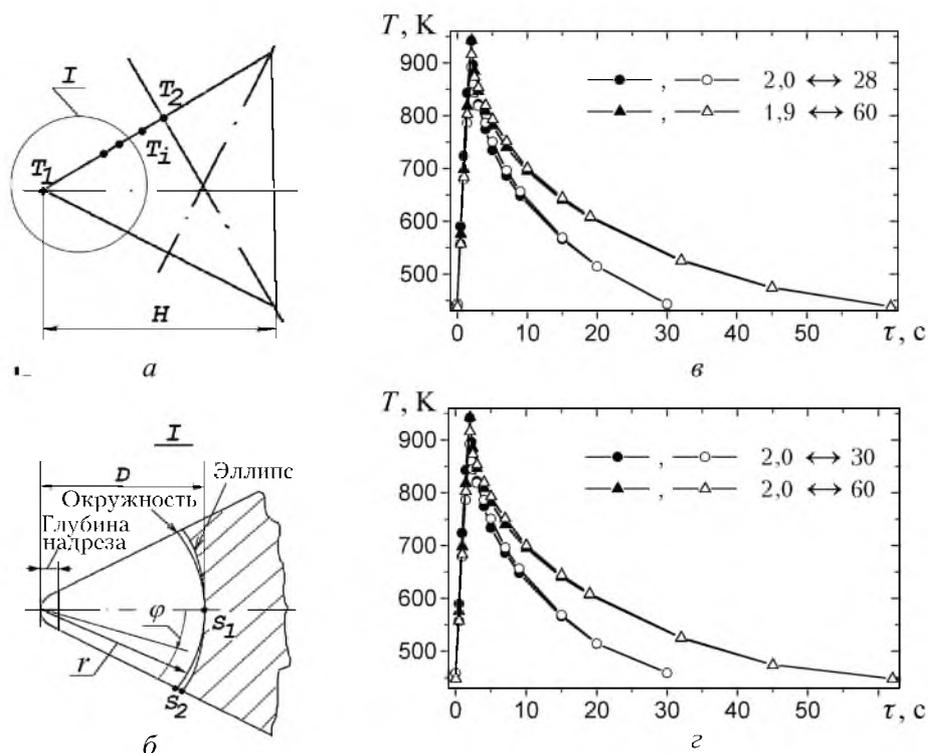


Рис. 1. Геометрия нормального сечения рабочей части образца и схема размещения термпар  $T_i$  (а), а также способ схематизации фронта трещины глубиной  $D$  (б) и изменение температуры поверхности в рабочем сечении образца из сплавов ЭИ617 (в) и ЭИ698 (г). (Темные точки –  $T_1$ , светлые –  $T_2$ ).

Высокая стойкость испытуемых материалов к окислению в диапазоне рабочих температур позволяла наблюдать и фиксировать размеры трещины усталости. Величина трещины измерялась по стороне рабочего сечения в полуцикле охлаждения на ненагруженном образце с помощью микроскопа МБС-9 с точностью до 0,025 мм. Замеры проводились через 8...20 термоциклов.

Для локализации зоны зарождения трещины на одну из вершин рабочего сечения наносился острый надрез глубиной 0,2...0,3 мм. Трещина выращивалась из вершины надреза при комнатной температуре до глубины  $D = 0,6$  мм. Глубина трещины  $D$  отсчитывается от вершины поперечного сечения по его высоте до пересечения с фронтом трещины и включает в себя

глубину инициирующего надреза (рис. 1,б). Этот характеристический параметр (вместо радиуса трещины  $r$  [7]) принят в связи с обнаруженными отличиями в развитии фронта трещины термомеханической усталости по сравнению с фронтом трещины, развивающейся в условиях изотермического механического нагружения. Сочетание термического и механического нагружения приводит к непостоянству суммарных напряжений по фронту трещины на протяжении термоцикла и отклонению формы фронта от круговой. Отличия в закономерностях развития трещины при механическом и термомеханическом нагружении возрастают с увеличением ее глубины. Принятие параметра  $D$  в сочетании с реальной эллиптичностью фронта позволяет адекватно описать и трактовать результаты замеров скоростей развития трещины. Далее используются результаты замеров при  $D = 0,6...3,5$  мм.

По указанной методике проведены испытания образцов из сплавов ЭИ617 и ЭИ698 на циклическую трещиностойкость. Кроме испытаний при термомеханическом нагружении были проведены испытания в изотермических условиях для ряда температур из диапазона термоцикла. Физико-механические свойства исследуемых сплавов даны в таблице. Коэффициент Пуассона  $\nu$  принимался равным 0,3.

**Физико-механические свойства сплавов ЭИ617 (над чертой) и ЭИ698 (под чертой)**

$T, ^\circ\text{C}$	$\alpha, \text{K}^{-1}$ [10]	$\lambda, \text{Вт/м}\cdot\text{К}$ [11]	$C_p,$ $\text{Дж/м}^3\cdot\text{К}$ [11]	$E,$ $\text{МПа}$ [10]	$\sigma_{\text{в}},$ $\text{МПа}$ [10]	$\sigma_{0,2},$ $\text{МПа}$ [10]	$\psi, \%$ [10]
293	—	$\frac{8,38}{9,63}$	$\frac{4,11\cdot 10^6}{4,11\cdot 10^6}$	$\frac{2,00\cdot 10^5}{2,02\cdot 10^5}$	$\frac{1070}{1210}$	$\frac{700}{800}$	$\frac{13}{24}$
	$\frac{1,22\cdot 10^{-5}}{1,27\cdot 10^{-5}}$	$\frac{9,70}{10,20}$	$\frac{4,18\cdot 10^6}{4,18\cdot 10^6}$	$\frac{1,90\cdot 10^5}{1,98\cdot 10^5}$	—	—	—
373	$\frac{1,20\cdot 10^{-5}}{1,27\cdot 10^{-5}}$	$\frac{11,30}{13,40}$	$\frac{4,28\cdot 10^6}{4,28\cdot 10^6}$	$\frac{1,80\cdot 10^5}{1,92\cdot 10^5}$	—	—	—
	$\frac{1,25\cdot 10^{-5}}{1,30\cdot 10^{-5}}$	$\frac{15,00}{16,74}$	$\frac{4,52\cdot 10^6}{4,52\cdot 10^6}$	$\frac{1,70\cdot 10^5}{1,82\cdot 10^5}$	—	—	—
473	$\frac{1,39\cdot 10^{-5}}{1,39\cdot 10^{-5}}$	$\frac{19,20}{20,93}$	$\frac{4,84\cdot 10^6}{4,84\cdot 10^6}$	$\frac{1,65\cdot 10^5}{1,68\cdot 10^5}$	$\frac{990}{1040}$	$\frac{680}{690}$	$\frac{19}{26}$
	$\frac{1,48\cdot 10^{-5}}{1,45\cdot 10^{-5}}$	$\frac{21,70}{23,03}$	$\frac{5,05\cdot 10^6}{5,05\cdot 10^6}$	$\frac{1,50\cdot 10^5}{1,56\cdot 10^5}$	$\frac{900}{1000}$	$\frac{650}{680}$	$\frac{12}{22}$
673	$\frac{1,58\cdot 10^{-5}}{1,50\cdot 10^{-5}}$	$\frac{24,30}{25,00}$	$\frac{5,35\cdot 10^6}{5,35\cdot 10^6}$	$\frac{1,45\cdot 10^5}{1,45\cdot 10^5}$	$\frac{720}{-}$	$\frac{580}{-}$	$\frac{9}{-}$
	$\frac{1,63\cdot 10^{-5}}{1,60\cdot 10^{-5}}$				—	—	—

**Метод и результаты расчета теплового, напряженно-деформированного состояния и величин коэффициентов интенсивности напряжений при термомеханическом нагружении.** Расчеты теплового, напряженно-деформированного состояния (НДС), КИН при механическом и тер-

мическом нагружении выполнены с использованием трехмерного конечно-элементного комплекса SPACE [8]. Расчеты КИН проводятся в упругой постановке методом эквивалентного объемного интегрирования, предложенным Г. П. Никишковым [9]. Согласно этому методу, значения КИН вычисляются по значениям энергетического интеграла Черепанова–Райса ( $J$ -интеграла).

Энергетический  $J$ -интеграл определен как интеграл по поверхности малой трубки (рис. 2,а). Трубка имеет радиус  $\rho$ , протяженность вдоль фронта трещины  $\Delta$ , а ее ось совпадает с линией фронта. В каждой точке фронта введена правая локальная декартова система координат  $OX_1X_2X_3$ , причем ось  $OX_3$  касательна к линии фронта трещины, ось  $OX_1$  ей ортогональна и лежит в плоскости, касательной к линии фронта. Компоненты  $J$ -интеграла равны

$$J_k = \frac{1}{\Delta} \lim_{\rho \rightarrow 0} \int_{A_\rho} (Wn_k - \sigma_{ij} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} n_j) dA, \quad k=1, 2, \quad (1)$$

где  $A_\rho$  – поверхность сегмента малой трубки;  $n_j$  – компоненты вектора внешней нормали к  $A_\rho$ ;  $W$  – плотность работы напряжений на механической части деформаций.

Согласно [9], связь между коэффициентами интенсивности напряжений и компонентами  $J$ -интеграла имеет вид

$$J_1 = \frac{1}{H} (K_I^2 + K_{II}^2) + \frac{1}{2\mu} K_{III}^2; \quad (2)$$

$$J_2 = -\frac{2}{H} K_I K_{II},$$

где  $H$  – эффективный модуль упругости, равный модулю упругости  $E$  для условий плоского напряженного состояния и  $E/(1-\nu^2)$  – для условий плоской деформации.

Окончательно запишем [9]

$$K_{I/II} = \frac{1}{2} \sqrt{H} (\sqrt{J_1 - J_2 - G_{III}} \pm \sqrt{J_1 - J_2 + G_{III}}); \quad (3)$$

$$K_{III} = \sqrt{2\mu G_{III}},$$

где  $G_I, G_{II}, G_{III}$  – величины освобожденной упругой энергии.

Учитывая симметрию рабочей части образца, расчет НДС и КИН проводился для ее четверти. На рис. 2,б показана геометрия расчетной области, на рис. 2,в,г – способ разбиения зоны около вершины трещины глубиной  $D$  на блоки и элементы. Точка  $S_1$  находится на пересечении фронта трещины с биссектрисой поперечного сечения образца,  $S_2$  – точка выхода фронта трещины на поверхность образца.

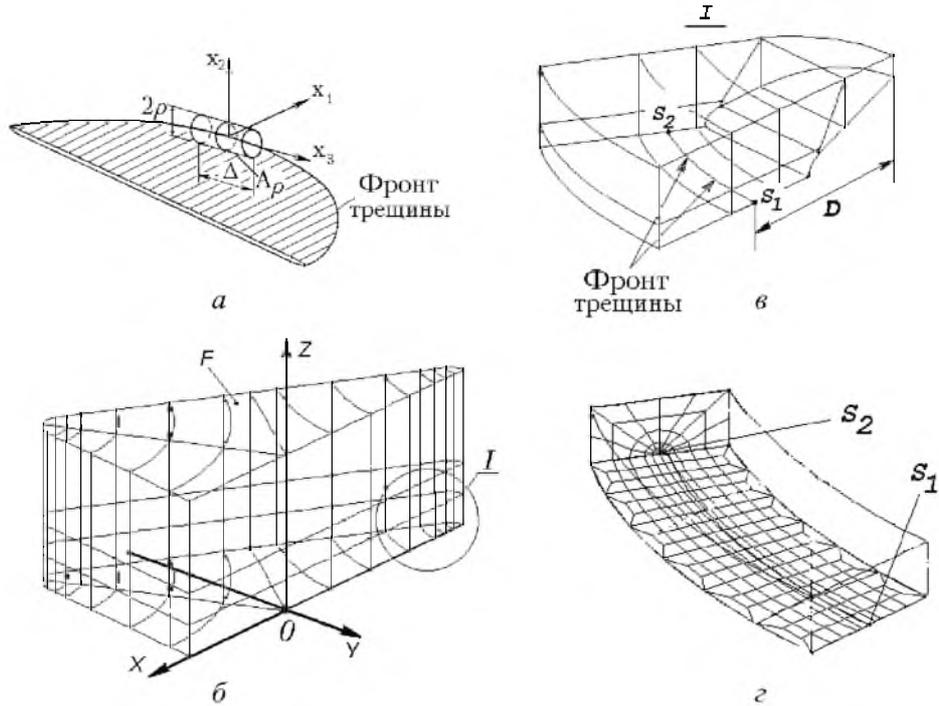


Рис. 2. Сегмент фронта трещины (а), геометрия расчетной области (б) и способ разбиения на блоки и элементы окрестностей трещины глубиной  $D$  (в, г). ( $S_1 - S_2$  – расположение фронта трещины глубиной  $D$ ).

Выполнен расчет величин КИН от механической составляющей нагружения  $K_I^{mech} = K_I^{mech}(D, \gamma)$  для образца при нагружении его чистым круговым изгибом в плоскости  $OXY$ .  $0 \leq (\gamma = \varphi / (\pi / 6)) \leq 1$  – относительный угол по фронту трещины,  $0 \leq \varphi \leq \pi / 6$  – текущее значение угла по фронту трещины.

На рис. 3,а приведены результаты вычисления  $K_I^{flex}$  в точках  $S_1$  и  $S_2$  фронта трещины, где  $K_I^{flex}$  – КИН при нагружении образца изгибающим моментом относительно оси  $Y$  (рис. 2,б), вызывающим на значительном удалении от плоскости развития трещины линейное распределение напряжений, схематически изображенное на рис. 3,б. Расчет  $K_I^{flex}$  выполнен при схематизации фронта трещины семейством концентрических окружностей радиусом  $r$  и семейством эллипсов при  $r = D$  (рис. 1,б). В общем случае величина  $K_I^{mech}$  в зависимости от высоты поперечного сечения образца, глубины трещины и приложенного изгибающего момента определяется выражением

$$K_I^{mech} = \xi(H) K_I^{flex}(D / H) \sigma_z^A,$$

где  $\sigma_z^A$  – напряжения в точке  $A$  поперечного сечения (рис. 3,б). Определение безразмерного поправочного коэффициента  $\xi(H)$  иллюстрирует рис. 3,в.

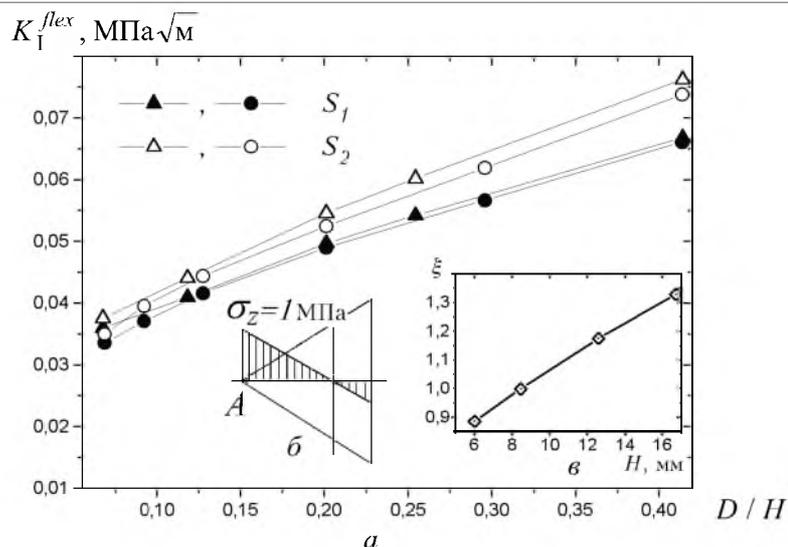


Рис. 3. Результаты вычисления  $K_I^{flex}$  в точках  $S_1$  и  $S_2$  фронта трещины для треугольного образца с надрезом (а), а также схема распределения изгибных напряжений на значительном удалении от плоскости развития трещины (б) и зависимость поправочного коэффициента  $\xi$  от высоты поперечного сечения  $H$  (в):  $\blacktriangle, \triangle$  – схематизация фронта трещины глубиной  $D$  при помощи семейства эллипсов;  $\circ, \bullet$  – схематизация фронта трещины при помощи семейства концентрических окружностей радиусом  $r = D$ .

Расчет теплового состояния проводился по граничным условиям 1-го рода на поверхности образца. На плоскостях симметрии  $OXZ$  и  $OXY$ , ограничивающих выделенную часть образца, задавались перемещения, моделирующие влияние отсеченных частей и условия отсутствия теплового потока. На ограничивающей плоскости  $F$  заданы условия отсутствия теплового потока; перемещения не конкретизировались. Плоскость  $OXY$ , в которой развивается трещина, совпадает с одной из плоскостей, ограничивающих выделенную часть образца. На этапе расчета полей температур наличие трещины не учитывалось. На этапе расчета НДС и КИН полученные поля температур проектировались на область с трещиной заданной конфигурации.

Для обоих терморежимов были выполнены расчеты  $K_I^{dT}$  (здесь и далее  $K_I^{dT}$  – КИН, вызванные переменной температурной составляющей нагружения) по фронту трещины глубиной  $D_i$  в диапазоне 0,57...3,5 мм для характерных моментов времени термоциклов. Под понятием “характерный момент времени” подразумеваются момент  $\tau$ , когда полость трещины под действием термических напряжений впервые полностью открывается и  $K_I^{dT} > 0$  по всему ее фронту, момент достижения максимальных значений  $K_I^{dT}$  и момент окончания термоцикла.

Зависимость  $K_I^{dT}$  от глубины трещины  $D$  для точек  $S_1$  и  $S_2$  показана на рис. 4. Значения  $K_I^{dT}$  остаются положительными в течение практически всего полуцикла охлаждения. При исследованных параметрах термо-

цикла период, когда КИН от термической составляющей ненулевой, составляет 85...95% продолжительности термоцикла. К моменту окончания охлаждения  $K_I^{dT} > 0$ . Соотношение  $K_{I\max}^{dT}(D, \tau_i, \gamma) / K_{I\min}^{dT}(D, \tau_j, \gamma) \leq 4...6$ , где  $\tau_i, \tau_j$  – моменты времени, при которых в конкретной точке на фронте трещины определенной глубины развиваются соответственно максимальные и минимальные значения КИН от термической составляющей.

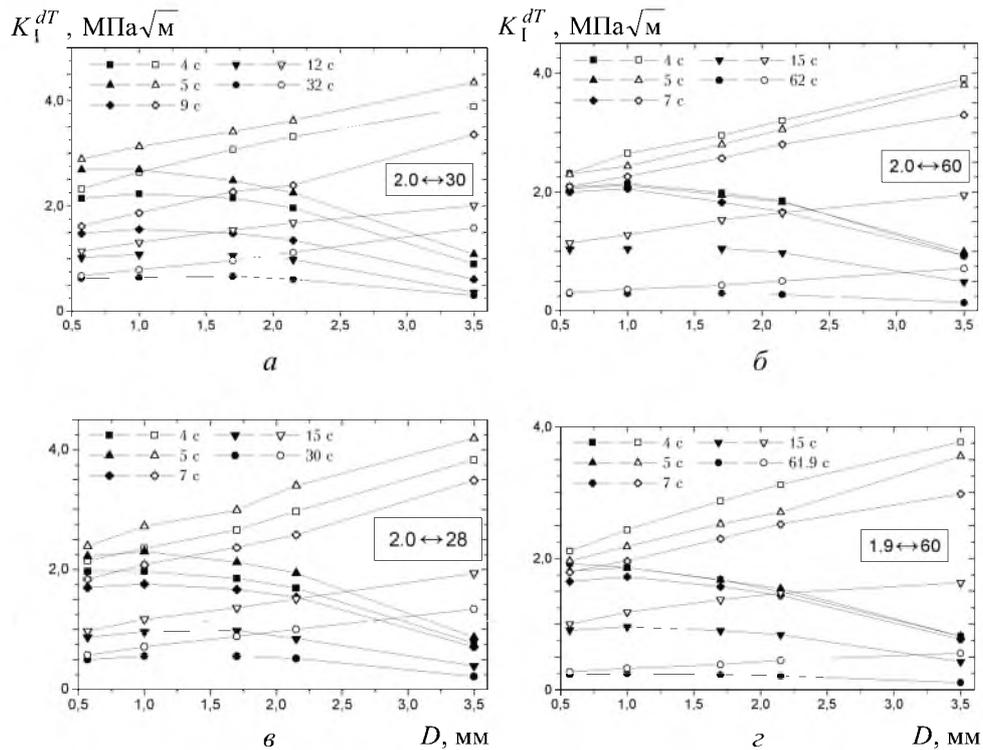


Рис. 4. Изменение  $K_I^{dT}$  по глубине трещины и по времени для сплавов ЭИ698 (а, б) и ЭИ617 (в, з) для разных терморезимов. (Темные точки –  $S_1$ , светлые –  $S_2$ .)

**Результаты эксперимента и их обсуждение.** По описанной методике для сплавов ЭИ698 и ЭИ617 были построены кинетические диаграммы усталостного разрушения при разных температурах для двух режимов испытаний в условиях термомеханического нагружения (рис. 5). На графиках экспериментально зафиксированные скорости развития трещин сопоставлены с усредненной величиной КИН, вычисленной по соответствующим значениям  $K_I^{mech}$  в точках  $S_1$  и  $S_2$  (рис. 1,б), полученным с учетом геометрии фронта трещины при каждом конкретном типе испытаний (рис. 3). Аппроксимация экспериментальных результатов выполнена методом наименьших квадратов с помощью уравнения  $dD / dN = C(K^n - K_{th}^n)$ . Значения параметров  $C, n, K_{th}$  представлены в таблицах на рис. 5. Следует отметить своеобразное влияние термомеханического нагружения на скорость развития трещины по сравнению с испытаниями в изотермических условиях

(на рис. 5 кривые 4 и 5). На припороговом участке экспериментальная зависимость сдвигается в сторону изотермической зависимости при максимальной температуре цикла. Этот сдвиг тем существенней, чем выше максимальные значения  $K_I^{dT}$ , реализуемые в термоцикле. Для среднесамплитудного участка характерно уменьшение влияния вклада от термической составляющей нагружения с увеличением  $K_I^{mech}$ . Экспериментальные точки сдвигаются в сторону зависимости для минимальной температуры цикла. На среднесамплитудном участке влияние неизотермичности нагружения сопоставимо с влиянием промежуточной температуры из диапазона термоциклирования  $T_{min} \Leftrightarrow T_{max}$ . Кривые 4 и 5 (рис. 5) находятся между кривыми для минимальной и максимальной температуры цикла.

$dD / dN$ , мм/ц

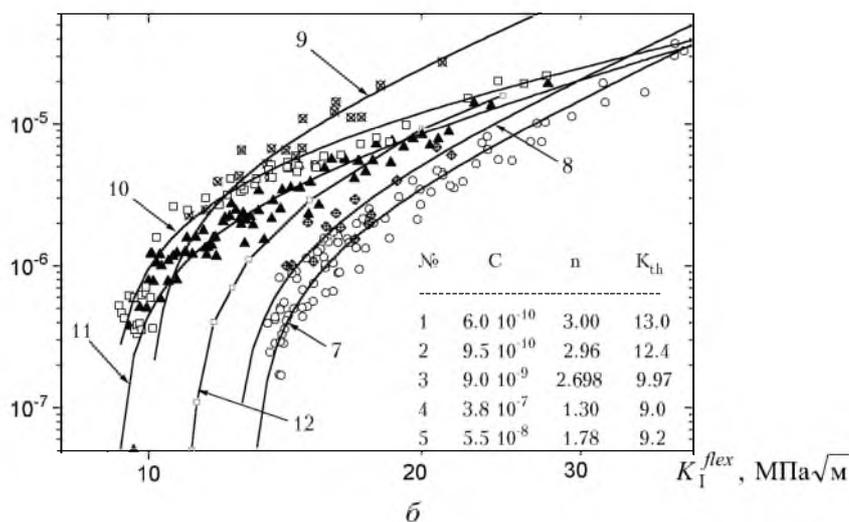
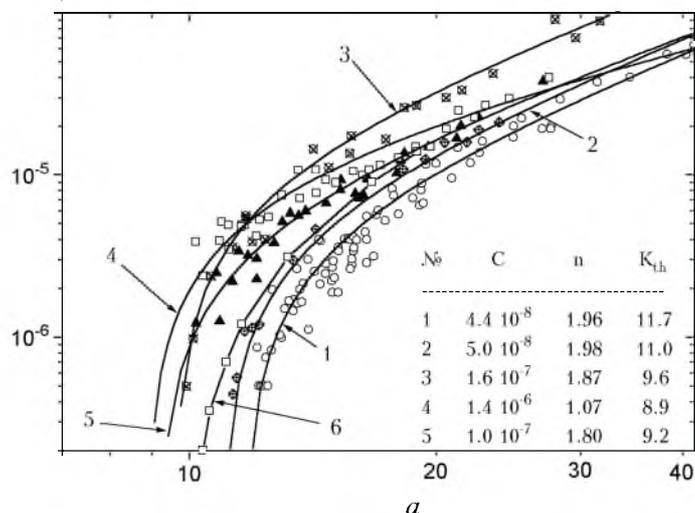


Рис. 5. Кинетические диаграммы усталостного разрушения сплавов ЗИ698 (а) и ЗИ617 (б): 1, 7 –  $T = 293$  К; 2, 8 –  $T = 473$  К; 3, 9 –  $T = 873$  К; 4 –  $2,0 \Leftrightarrow 3,0$ ; 5 –  $2,0 \Leftrightarrow 60$ ; 10 –  $2,0 \Leftrightarrow 28$ ; 11 –  $1,9 \Leftrightarrow 60$ ; 6, 12 – расчет без учета КИП от термической компоненты нагружения.

Проведен анализ экспериментальных результатов при циклическом термомеханическом нагружении и сравнение их с результатами при изотермическом циклическом механическом нагружении с учетом соотношений составляющих от компонент нагружения. Сделано предположение о преимущественном вкладе непостоянства температуры в ускоренное развитие трещины при термомеханическом нагружении и о возможности представления экспериментальных результатов, полученных при термомеханических испытаниях, в терминах  $K_I^{mech}$ . Для проверки этой гипотезы проведен расчет скорости развития трещины, исходя из предположения, что термоциклирование влияет на нее только через непостоянство температуры в пределах термоцикла, приводящее к изменению характеристик циклической трещиностойкости материала. Получены заниженные значения скоростей практически во всем диапазоне экспериментально исследованных скоростей развития трещины. Результаты этого расчета можно использовать для оценки минимально возможной скорости развития трещины. Несовпадение скоростей вызвано неучетом силовой компоненты термического нагружения. Одновременный учет переменности температуры и нагруженности по фронту трещины при термомеханическом нагружении должен улучшить точность расчетной оценки.

**Заключение.** Предложена расчетно-экспериментальная методика определения параметров развития усталостных трещин в жаропрочных сплавах при термомеханическом нагружении. Для экспериментального образца с углом  $60^\circ$  у вершины трещины методом конечных элементов в упругой постановке получены зависимости  $K_I^{mech}$  и  $K_I^{dT}$  по фронту трещины для ряда глубин из исследуемого диапазона и разных моментов времени по термоциклу. Для сплавов ЭИ698 и ЭИ617 построены кинетические диаграммы усталостного разрушения для двух режимов испытаний в условиях термомеханического нагружения в сопоставлении с результатами, полученными при постоянных температурах из диапазона термоциклов. Показано несовпадение фактических скоростей развития трещины и полученных расчетным путем с учетом непостоянства температуры в пределах термоцикла, но без учета величины силовой компоненты термического нагружения.

Таким образом, получены исходные результаты, анализ которых позволит выявить влияние компонент термомеханического нагружения на характеристики развития усталостных трещин.

## Резюме

Запропоновано розрахунково-експериментальну методику вивчення впливу циклічного термомеханічного навантаження, яким вважається одночасний вплив на досліджуваний об'єкт циклічного механічного навантаження та змінної температури, що викликає термічні напруження, на розвиток тріщин утоми в зразках із трикутним поперечним перетином. Подано результати розрахунків коефіцієнтів інтенсивності напружень у пружній постановці для кутової тріщини нормального відриву у випадку навантаження чистим зги-

ном та для навантаження несталою температурою. Досліджено тріщино-стійкість сплавів ХН70ВМТЮ (ЕІ617) та ХН73МБТЮ (ЕІ698) в умовах постійної температури та при термомеханічному навантаженні. Побудовано кінетичні діаграми утомного руйнування сплавів при постійній температурі і для двох режимів термоциклювання на припороговій та середньоамплітудній ділянках.

1. Гецов Л. Б. *Материалы и прочность деталей газовых турбин.* – Л.: Машиностроение, 1973. – 296 с.
2. Кузнецов Н. Д. Влияние свойств материала и технологии изготовления на конструкционную прочность // Пробл. прочности. – 1971. – № 7. – С. 47 – 54.
3. Поспишил Б., Квитка А. Л., Третьяченко Г. Н. и др. *Прочность и долговечность элементов энергетического оборудования.* – Киев: Наук. думка, 1987. – 216 с.
4. Третьяченко Г. Н., Барило В. Г. Влияние вибрационных нагрузок на разрушение конструктивных элементов при теплосменах // Механическая усталость материалов. – Киев: Наук. думка, 1983. – С. 337 – 349.
5. Третьяченко Г. Н., Кравчук Л. В., Косыгин Э. П. Исследование влияния нестационарных режимов эксплуатации на работоспособность лопаток ГТД // Пробл. прочности. – 1974. – № 10. – С. 15 – 20.
6. Кравчук Л. В., Куриат Р. И., Задворный Е. А. Экспериментальное и аналитическое исследование кинетики трещин термической усталости применительно к лопаткам газотурбинных двигателей // Механіка руйнування і міцність конструкцій / Під ред. В. В. Панасюка. Вип. 2, Т. 3. Діагностика, прогнозування та підвищення довговічності елементів конструкцій. – Львів: Каменяр, 1999. – 285 с.
7. Троценко В. Т., Грязнов Б. А., Заслоцкая Л. А. и др. Методика исследования трещиностойкости материалов образцов с угловой трещиной при циклическом нагружении // Пробл. прочности. – 1998. – № 4. – С. 116 – 125.
8. *Разработать информационно-технологическую систему современных ПЭВМ исследования трехмерных моделей МКЭ термопластических твердых тел для определения термонапряженного состояния элементов машиностроительных конструкций при квазистатических воздействиях. Отчет о НИР (заключит.)* // УкрИНТЭИ; Руководитель П. П. Ворошко. – № ГР 0193U018813; Инв. № 0294U000746. – Киев, 1993. – 410 с.
9. *Вычислительные методы механики разрушения* / Под ред. С. Атлури. – М.: Мир, 1990. – 391с.
10. Масленков С. Б. *Жаропрочные стали и сплавы.* – М.: Металлургия, 1983. – 192 с.
11. *Физические свойства сталей и сплавов, применяемых в энергетике* / Под ред. Б. Е. Неймарк. – М.; Л.: Энергия, 1967. – 240 с.

Поступила 15. 12. 99