

Расчетное определение прочности охлаждаемых лопаток ГТУ

Л. Б. Гецов^а, В. В. Кривоносова^а, О. В. Романова^а, А. С. Семенов^б

^а НПО ЦКТИ, Санкт-Петербург, Россия

^б ФГБОУ ВПО СПбГПУ, Санкт-Петербург, Россия

Рассматривается определение запасов прочности при статическом и термоциклическом нагружении охлаждаемых турбинных лопаток из малопластичных и пластичных жаропрочных поликристаллических сплавов. Установлено, что в зависимости от траекторий нагружения различных элементов лопаток и предельной деформации материала целесообразно использовать разные подходы к оценке их термоциклической прочности. Предложена процедура определения размаха деформаций за цикл при пропорциональном и непропорциональном нагружении. Проведена верификация разработанной методики на лопатках энергетической газотурбинной установки.

Ключевые слова: запас прочности, статическое и термоциклическое нагружение, поликристаллический сплав, предельная деформация.

Введение. Охлаждаемые лопатки современных газовых турбин изготавливают из литых жаропрочных сплавов на никелевой (рабочие и направляющие) и кобальтовой (направляющие) основе. Охлаждающие каналы, как правило, являются концентраторами напряжений. Проведение расчетов напряженно-деформированного состояния и прочности охлаждаемых лопаток газовых турбин с использованием метода конечных элементов (МКЭ) связано, в частности: с особенностями определения запасов статической прочности и спецификой оценки прочности лопаток из малопластичных или охрупчивающихся во время эксплуатации материалов, определением размаха деформаций в лопатках при термоциклическом нагружении, если в отдельных элементах реализуется непропорциональное нагружение, определением наиболее нагруженных элементов лопатки, критических с точки зрения обеспечения прочности в условиях термоциклического нагружения, методами расчетного определения термоциклической долговечности от периода цикла, способами оценки скорости роста трещин в условиях статического и термоциклического нагружения, а также методами расчетного определения распределения температур при нестационарных режимах.

Особенности определения запасов статической прочности и специфика оценки прочности лопаток из малопластичных или охрупчивающихся во время эксплуатации материалов. На рис. 1 приведена кривая, построенная по результатам испытаний в разгонной установке плоских дисков из сталей ЭИ415, ЭИ405, ЭИ612, ЖСЗД при значительных перепадах температур [1]. При рассмотрении этой кривой можно, например, судить о влиянии пластичности материала на конструкционную прочность элементов турбин. Здесь степень прочности диска, равная 1,0, отвечает его разрушению в момент, когда тангенциальные напряжения от центробежных сил на всех радиусах равны пределу прочности или пределу длительной прочности материала.

Ранее [2] были изучены вопросы определения запасов прочности деталей МКЭ. Показано, что для пластичных материалов расчет МКЭ и уточнение напряженно-деформированного состояния (НДС) в местах концентрации напряжений, как правило, не являются основанием для корректировки запасов прочности по несущей способности конструкций. В то же время, если несущая способность конструкции

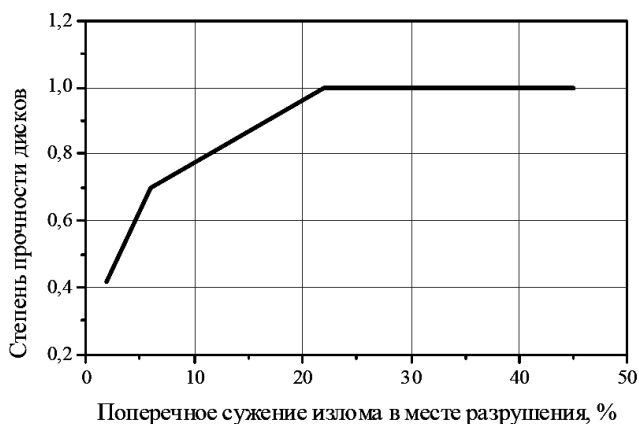


Рис. 1. Изменение прочности плоских дисков в зависимости от предельной деформации материала.

обеспечена, то оценку величины запасов статической прочности по местным напряжениям можно не проводить. Попытки ограничивать величину местных статических напряжений величиной предела текучести в этом случае не имеют смысла.

Для малопластичных материалов ситуация меняется, и обычно используются подходы, основанные на критериях линейной механики разрушения. При отсутствии соответствующих характеристик хрупкой прочности материала можно использовать также классические подходы, когда в расчет вводятся данные о НДС, полученные при упругопластических расчетах и расчетах с учетом ползучести. При этом следует учитывать возможность разрушения малопластичных материалов по достижении местными деформациями значений предельной деформации и в условиях релаксации напряжений [3].

Значения деформационной способности (предельной деформации при сложном напряженном состоянии) оцениваются с помощью формул, предложенных Ханкком и Макензи [4], а также Махутовым:

$$\varepsilon^* = 1,7 \varepsilon_{\text{пр}} \exp(-1,5 \sigma_{\text{ср}} / \sigma_i); \quad (1a)$$

$$\varepsilon^* = \varepsilon_{\text{пр}} K_e \sigma_i^2 / (3 \sigma_1 \sigma_{\text{ср}}), \quad (16)$$

где $\varepsilon_{\text{пр}}$ – предельная деформация (деформационная способность), определяемая из опытов при кратковременном растяжении; K_e – характеристика состояния материала (при хрупком состоянии $K_e = 1$, при вязком – $K_e = 1,2$); σ_i – интенсивность тензора напряжений по Мизесу.

Аналогичный вид имеют формулы также для длительной предельной деформации. Какая из них дает консервативную оценку пластичности, зависит от вида напряженного состояния.

Для оценки несущей способности крупногабаритных охлаждаемых лопаток одной из стационарных газотурбинных установок (ГТУ) по результатам расчета МКЭ проводилось определение средних напряжений по сечениям без учета температурных напряжений, соответствующее расчету несущей способности лопаток, рассчитываемой по стержневой схеме. Было установлено, что запас по длительной прочности лопатки этой ГТУ при максимальной температуре T_{max} значительно превышает двукратный, предусмотренный нормами прочности для литых материалов (табл. 1).

Т а б л и ц а 1

Запасы статической прочности лопатки 1-й степени [4]

Сечение (радиус, мм)	T_{\max} , °C	σ_{Mises} , МПа	σ_1 , МПа	Запас прочности по длительной прочности (σ_{10000})
1093	726	133	137	4,50
1125	761	124	121	3,22
1168	831	88	85	2,04
1235	962	26	25	3,50
1077	575	157	151	5,22
1127	623	136	138	5,94
1177	712	115	111	4,78
1227	772	62	59	5,64
1277	815	17,5	12	13,70

Для этих лопаток также определялись пластические деформации по главным деформациям и по Мизесу, рассчитанные по теории течения с изотропно-кинематическим упрочнением (рис. 2). В наиболее нагруженных точках лопатки полученные значения не превышали величины деформационной способности материала лопаток (сплав ЖС6К), рассчитанной как $\epsilon_{пл} = \ln(1/(1+\psi)) = 0,99\%$, и скорректированные с учетом формул (1). Было установлено, что глубина зоны максимальных пластических деформаций, а следовательно, возможность образования в ней трещин, не превышает 0,4 мм, что является допустимым по нормам прочности для крупногабаритных деталей.

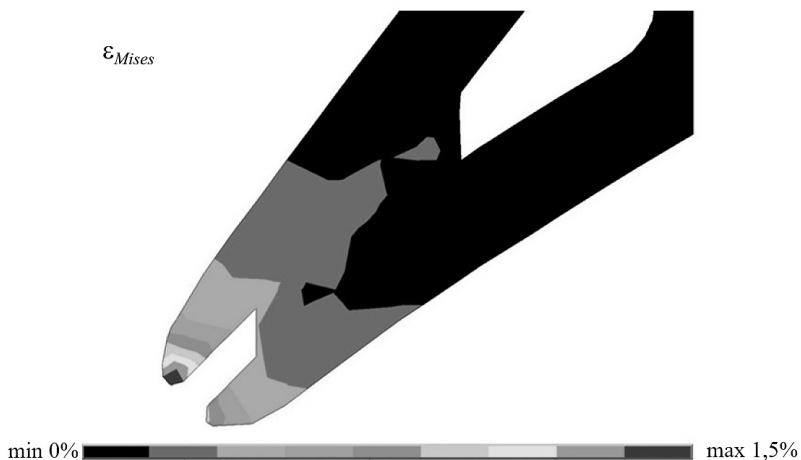
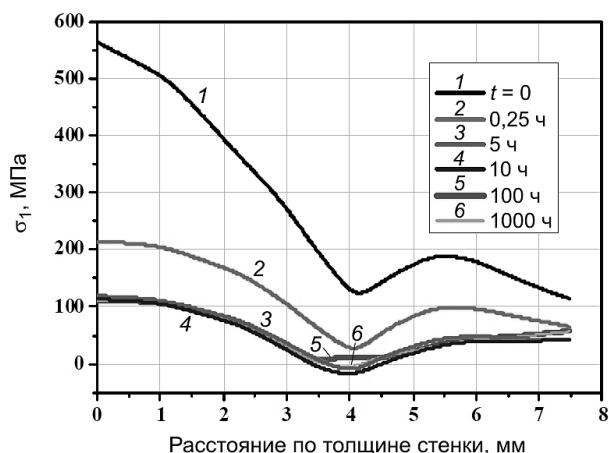
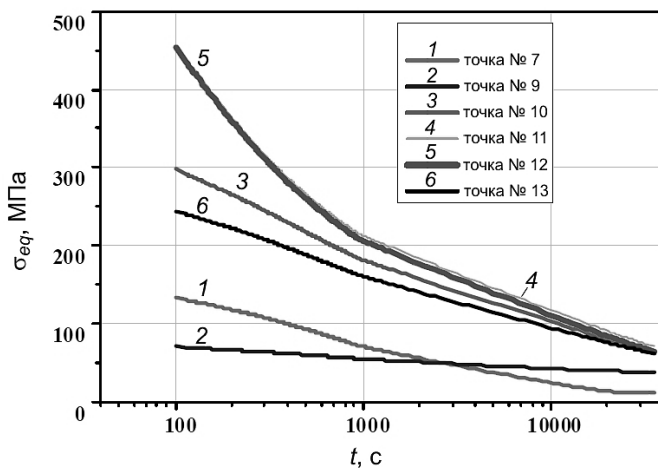


Рис. 2. Распределение интенсивности деформаций в горизонтальном сечении пера лопатки, полученное при решении задачи в упругопластической постановке.

Определялись также закономерности изменения напряжений вследствие ползучести по толщине стенки и на поверхности в зависимости от времени (см., напр., рис. 3 для наиболее нагруженного сечения). При этом использовалась аппроксимация ползучести с помощью формулы Нортона, дающая консервативную оценку напряжений. Видно, что процессы ползучести приводят к существенному уменьшению напряжений в точках лопатки, работающей при повышенных температурах.



a



б

Рис. 3. Релаксация напряжений по Мизесу по толщине стенки ребра (а) и на поверхности напряжений в различных точках при $T_{\max} > 700^\circ\text{C}$ (б) в зависимости от времени.

На рис. 3,б приведены точки, которые на лопатке располагаются следующим образом: середина входной кромки – точка № 7, периферийная часть лопатки (со стороны корыта) – № 9, периферийная часть лопатки (со стороны спинки) – № 10, периферийная часть среднего внутреннего ребра (со стороны спинки) – № 11, периферийная часть среднего внутреннего ребра, расположенного ближе к входной кромке (со стороны спинки), – № 12, периферийная часть среднего внутреннего ребра, расположенного ближе к выходной кромке (со стороны спинки), – № 13.

Особенности определения размаха деформаций при термоциклическом нагружении. Обычно оценка размаха деформаций $\Delta\varepsilon$, используемого в качестве параметра критерия разрушения, выполняется по Мизесу для разностей размахов компонент деформаций (определяются как сумма максимальных деформаций растяжения и сжатия), а температура выбирается как максимальная температура цикла в данной точке [5]:

$$\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon^{el} + \Delta\varepsilon^{pl} + \Delta\varepsilon^{cr}, \quad (2)$$

где

$$\begin{aligned} \Delta \varepsilon^{el} &= \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu)} \left[(\Delta \varepsilon_x^{el} - \Delta \varepsilon_y^{el})^2 + (\Delta \varepsilon_y^{el} - \Delta \varepsilon_z^{el})^2 + (\Delta \varepsilon_z^{el} - \Delta \varepsilon_x^{el})^2 + \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{2} ((\Delta \gamma_{xy}^{el})^2 + (\Delta \gamma_{yz}^{el})^2 + (\Delta \gamma_{zx}^{el})^2) \right]^{1/2}; \\ \Delta \varepsilon^{pl} &= \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\Delta \varepsilon_x^{pl} - \Delta \varepsilon_y^{pl})^2 + (\Delta \varepsilon_y^{pl} - \Delta \varepsilon_z^{pl})^2 + (\Delta \varepsilon_z^{pl} - \Delta \varepsilon_x^{pl})^2 + \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{2} ((\Delta \gamma_{xy}^{pl})^2 + (\Delta \gamma_{yz}^{pl})^2 + (\Delta \gamma_{zx}^{pl})^2) \right]^{1/2}; \\ \Delta \varepsilon^{cr} &= \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(\Delta \varepsilon_x^{cr} - \Delta \varepsilon_y^{cr})^2 + (\Delta \varepsilon_y^{cr} - \Delta \varepsilon_z^{cr})^2 + (\Delta \varepsilon_z^{cr} - \Delta \varepsilon_x^{cr})^2 + \right. \\ &\quad \left. + \frac{3}{2} ((\Delta \gamma_{xy}^{cr})^2 + (\Delta \gamma_{yz}^{cr})^2 + (\Delta \gamma_{zx}^{cr})^2) \right]^{1/2}, \end{aligned}$$

где el , pl , cr соответствуют упругой, пластической деформации и деформации ползучести. (Процедура разделения неупругих деформаций описана в литературных источниках.)

Использование деформационных критериев при анализе прочности элементов конструкции, находящихся в условиях сложного многоосного переменного комбинированного нагружения, обуславливает необходимость введения специальных эквивалентных мер деформированного состояния, корректно учитывающих многоосность, непропорциональность и нерегулярность процессов деформирования. При этом для наиболее нагруженных точек следует вначале определить пути деформирования (нагружения) на девиаторной плоскости. Если путь деформирования строго линейный, реализуется пропорциональное нагружение в пространстве девиатора тензора деформаций, и поворот главных осей девиатора деформаций не происходит. В противном случае имеем непропорциональное нагружение (рис. 4).

В общем случае (непропорциональное нагружение) размах деформаций можно вычислить с помощью четырех методов, которые различаются способами определения пиков на траектории деформирования (по наличию локального максимума – расстояния от предыдущего пика [5] или по превышению критического угла излома траектории деформирования) и расчета размахов полуцикла (метод стока – метод максимальных размахов [5] и метод падающего дождя, ASTM E 1049-85).

В табл. 2 приведены результаты определения размахов деформаций при непропорциональном нагружении в точке № 7 лопатки разными методами (рис. 4, б и 5). Расхождение между полученными результатами не превышает 8%. Вместе с тем различие между полученными результатами в зависимости от длины траектории в пространстве деформации (без учета деформационных критериев) составляет более 30%.

При пропорциональном нагружении процедура упрощается, и $\Delta \varepsilon = \left| \sigma_1^{\max} / E_1 - \sigma_3^{\min} / E_3 \right|$, где σ_1^{\max} и σ_3^{\min} – максимальные за цикл значения σ_1 и σ_3 в рассматриваемой точке; E_1 и E_3 – статические модули упругости при соответствующих температурах.

Т а б л и ц а 2

Определение суммарных размахов деформации при непропорциональном нагружении в точке № 7 лопатки

Способы определения пиков на траектории деформирования	Расчет размахов полуцикла методами	
	стока	падающего дождя
По наличию локального максимума – расстояния от предыдущего пика	0,00218	0,00236
По превышению критического угла излома траектории деформирования	0,00219	0,00227

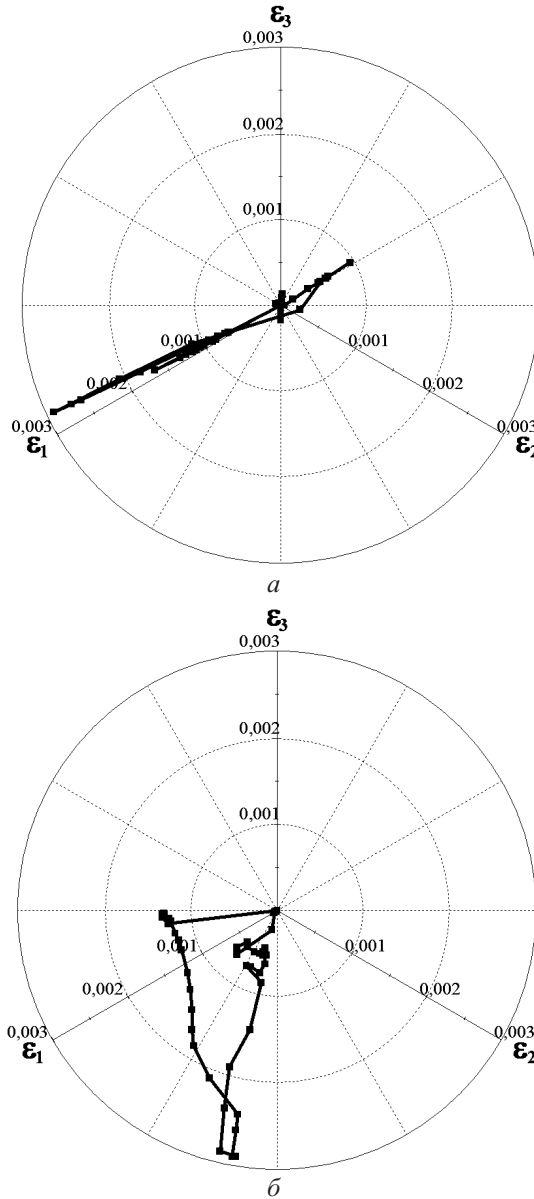


Рис. 4. Нагружение элементов лопатки, близкое к пропорциональному (точка № 6 – третье снизу отверстие выходной щели) – а, и непропорциональное (точка № 7) – б.

В качестве примера на рис. 5 и 6 приведены рассчитанные в соответствии с описанной выше методикой зависимости эквивалентной меры деформации от номера шага N по времени для точек № 6 и 7 лопатки (ср. с рис. 4). В точке № 6 реализуется близкое к пропорциональному нагружение, поэтому размах деформаций может быть определен с помощью простейших оценок, в точке № 7 – непропорциональное нагружение, и размах деформаций определяется по вышеизложенной методике.

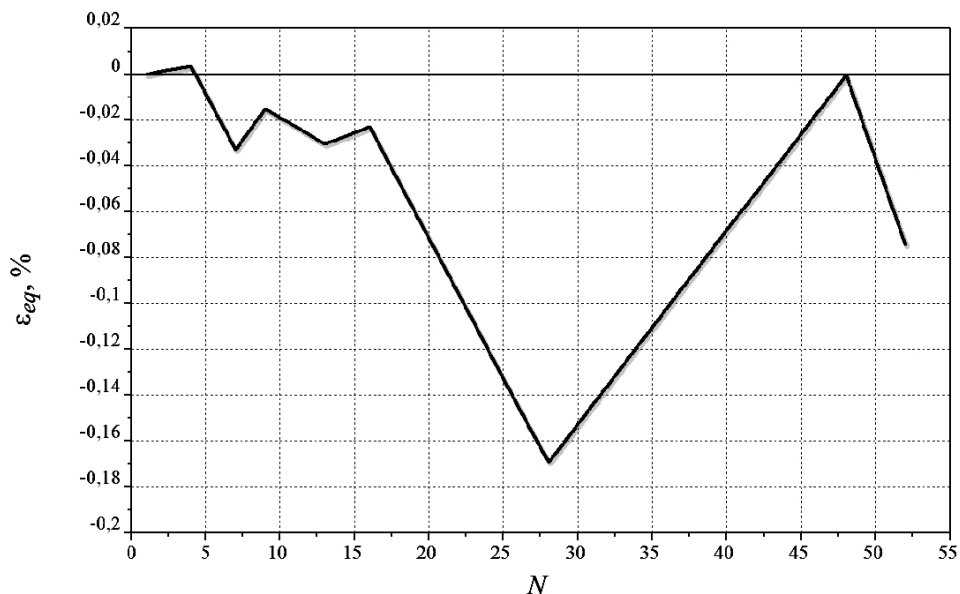


Рис. 5. Зависимость эквивалентной меры деформации ϵ_{eq} от номера шага N для точки № 7, в которой реализуется непропорциональное нагружение.

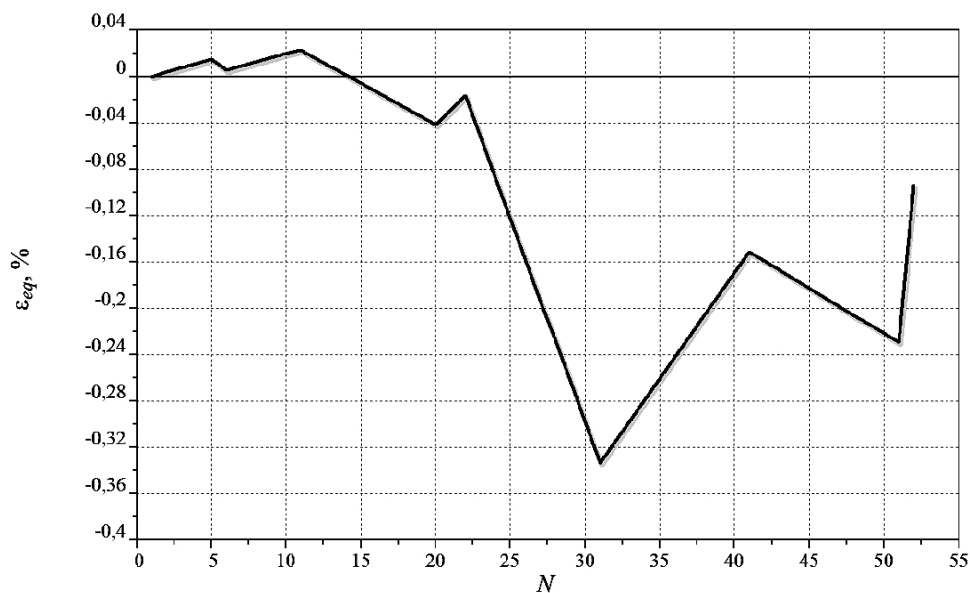


Рис. 6. Зависимость эквивалентной меры деформации ϵ_{eq} от номера шага N для точки № 6, в которой реализуется нагружение, близкое к пропорциональному.

Полученные расчетные значения $\Delta\varepsilon$ сравнивались с экспериментальными данными по сопротивлению термической усталости при соответствующих значениях T_{\max} и времени цикла. Однако при сравнительно низких температурах (для рассматриваемых материалов лопаток $T_{\max} < 650^\circ\text{C}$) получение указанных экспериментальных данных по методикам Коффина при испытании плоских образцов в вакууме [6, 7] практически невозможно, поскольку величины размахов деформаций при таких T_{\max} оказываются недостаточными для образования термоусталостных трещин в образцах без концентраторов. В таком случае расчетные значения $\Delta\varepsilon$ следует сравнивать с величинами, вычисленными по формуле универсального наклона Мэнсона. При этом, учитывая неточность прогноза долговечности по этой формуле, целесообразно использовать достаточно большие значения допустимых запасов прочности.

К сожалению, использованный расчетный метод определения $\Delta\varepsilon$ в элементах лопаток не лишен недостатков. Во-первых, суммирование размахов $\Delta\varepsilon^{el}$, $\Delta\varepsilon^{pl}$, $\Delta\varepsilon^{cr}$ не учитывает известный факт, что вклад неупругой и упругой деформации в усталостное повреждение разный [8]. Во-вторых, возможны случаи, когда моменты времени, а следовательно, и температуры, отвечающие максимумам $\Delta\varepsilon^{el}$, $\Delta\varepsilon^{pl}$ и $\Delta\varepsilon^{cr}$, будут различаться. Тогда для определения степени повреждения, вызванной $\Delta\varepsilon^{el}$, $\Delta\varepsilon^{pl}$ и $\Delta\varepsilon^{cr}$, критические значения разрушения должны быть приняты зависящими от температуры.

Особенности определения опасных с точки зрения прочности элементов лопатки в условиях термоциклического нагружения. Поскольку в охлаждаемой лопатке в различных точках ($i = 1, \dots, n$) температура при нестационарных режимах изменяется по-разному ($T_{\min i} \dots T_{\max i}$), а характеристики сопротивления термической усталости материала значительно изменяются с изменением максимальной температуры цикла (T_{\max}), максимальная величина размаха деформаций в какой-то точке не обязательно показывает, что в этой точке накапливаются наибольшие повреждения. Таким образом, выбор опасных элементов лопатки требует перебора большого количества результатов расчета $\Delta\varepsilon_i$. Задача может быть существенно облегчена, если для материала лопатки составить базу данных значений N_p в широком диапазоне T_{\max} как функцию $\Delta\varepsilon$, в свою очередь, зависящую от периода цикла. Тогда процесс выбора наиболее нагруженных элементов лопатки может быть автоматизирован процедурой составления соответствующего поиска наиболее повреждаемых при эксплуатации точек лопатки.

Методы расчетного определения влияния периода цикла на термоциклическую долговечность лопаток. Многочисленные исследования отечественных и зарубежных авторов показывают, что время выдержки при T_{\max} оказывает большое влияние на долговечность лопаток. Наиболее резко это влияние проявляется при $\Delta\varepsilon < \varepsilon_{\text{пл}1} + \varepsilon_{\text{пл}2}$, т.е. если термоусталостная прочность полностью определяется диапазоном деформации ползучести за цикл $\Delta\rho$.

Применительно к условиям $\Delta\varepsilon > \varepsilon_{\text{пл}1} + \varepsilon_{\text{пл}2}$ ($\Delta\sigma > 2\sigma_{0,2}$), которые характерны для участков лопаток со значительной концентрацией напряжений, в работе [9] был предложен метод определения периода цикла с помощью учета зависимости от средней скорости деформации разрушения, определяющей величину константы C в формуле Коффина ($\Delta\varepsilon^m N = C$) и величину предела прочности в формуле универсального наклона Мэнсона. Более точными представляются результаты расчетов с использованием деформационных критериев разрушения [10, 11], где влияние периода цикла учитывается двумя из четырех членов критерия, связанных с размахом деформации ползучести и с односторонне накапливаемой деформацией ползучести (ретчетингом, зависящим от времени).

Для описания зависимости сопротивления термической усталости от периода цикла $\tau_{ц}$ на основе результатов исследований сталей X18N9 и 12X18N10T в [12] была предложена формула

$$\lg N_p = B_0 - b_c \lg \tau_{ц}, \quad (3)$$

где B_0 – параметр, зависящий от материала и диапазона деформации за цикл; b_c – параметр, зависящий только от материала.

К сожалению, выражение (3) может использоваться лишь для весьма грубых оценок: для одной серии испытаний значения коэффициента b_c могут различаться в три раза.

Некоторые преимущества по точности определения влияния периода цикла на долговечность лопаток при $\Delta\varepsilon < \varepsilon_{пц1} + \varepsilon_{пц2}$ имеют зависимости, полученные из критерия

$$(\Delta p^{(1)})^{n_0} N_0 = C_2, \quad (4)$$

где C_2 , n_0 – константы материала; Δp – размах деформации ползучести за цикл; N_0 – число циклов до разрушения.

Ранее [3] было показано существование линейной зависимости между N_p и Δp в логарифмических координатах, где Δp – деформация ползучести за цикл, накопленная в процессе релаксации напряжений во времени различных выдержек при T_{\max} . Для условий, когда при T_{\max} ползучесть происходит с постоянной скоростью, с помощью решения уравнения релаксации и зависимости (4) получим выражение, устанавливающее связь между N и $\tau_{ц}$ при $T_{\max} = \text{const}$:

$$\frac{\tau_{ц1}}{\tau_{ц2}} = \frac{[1 - f(\Delta t)N_1^{-1/k_0}]^{1-l} - 1}{[1 - f(\Delta t)N_2^{-1/k_0}]^{1-l} - 1}, \quad (5)$$

где $f(\Delta t) = C_2^{1/k_0} E / \sigma_0(\Delta t)$; l – показатель степени для скорости ползучести $\dot{p}_{\min} = A\sigma^l$; N_1 , N_2 – число циклов до разрушения при $\tau_{ц} = \tau_{ц1}$ и $\tau_{ц} = \tau_{ц2}$ соответственно.

Возможность применения соотношения (5) для расчетов термоусталостной долговечности ограничивается, с одной стороны, значениями $\tau_{ц}$, превышающими время нагрева и охлаждения, с другой – значениями, соответствующими статическим повреждениям, сопоставимым с термоусталостными.

Оценка скорости роста трещин в лопатках при статическом и термоциклическом нагружении. В настоящее время для определения скорости роста трещин в условиях ползучести используется контурный C^* -интеграл, который вводится как модификация J -интеграла. В работах [13–15] независимо предлагается использовать C^* -интеграл для описания роста трещин только применительно к стадии установившейся ползучести. Мотивацией этого является аналогия, предложенная в [16], согласно которой утверждается, что распределение напряжений в нелинейно-упругом теле, описываемом определяющим соотношением $\varepsilon_{ij} = f_{ij}(\sigma_{kl})$, и в вязком теле с $\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{f}_{ij}(\sigma_{kl})$ будет одинаковым при одинаковых функциях f_{ij} и идентичных условиях нагружения.

В двумерном случае для трещины, распространяющейся вдоль горизонтальной оси, J -интеграл Черепанова–Райса определяется соотношением

$$J = \int_{\Gamma} \left(Wn_1 - n_i \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_1} \right) ds, \quad (6)$$

где Γ – контур, охватывающий вершину трещины; ds – элемент длины дуги контура Γ ; n_i – i -я компонента вектора нормали к контуру; $W = \int_0^{\varepsilon_{ij}} \sigma_{ij} d\varepsilon_{ji}$.

В этом случае C^* -интеграл получаем заменой в J -интеграле перемещений u и деформаций ε их производными по времени:

$$C^* = \int_{\Gamma} \left(W^* n_1 - n_i \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_1} \right) ds, \quad (7)$$

где

$$W^* = \int_0^{\dot{\varepsilon}_{ij}} \sigma_{ij} d\dot{\varepsilon}_{ji}.$$

Поскольку J -интеграл является инвариантным к выбору контура интегрирования, C^* -интеграл также будет обладать свойством инвариантности при рассмотрении установившейся стадии ползучести.

В общем трехмерном случае для произвольно ориентированных трещин с криволинейным фронтом следует использовать векторный C_k^* -интеграл, определяемый соотношением

$$C_k^* = \int_S \left(W^* n_k - n_i \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} \right) dS, \quad (8)$$

где S – поверхность, охватывающая фронт трещины; n_j – i -я компонента вектора нормали к поверхности.

В случае применения степенного закона Нортон к описанию установившейся стадии ползучести распределение полей напряжений и скоростей деформаций имеет следующий вид (HRR-тип сингулярности [17, 18]):

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{C^*}{BI_n r} \right)^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(n, \theta); \quad (9)$$

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \left(\frac{C^*}{BI_n r} \right)^{n/(n+1)} \tilde{\dot{\varepsilon}}_{ij}(n, \theta), \quad (10)$$

где I_n – постоянная; r – расстояние от вершины трещины; θ – полярный угол.

Таким образом, НДС в окрестности вершины трещины определяется величиной C^* -интеграла, а значит, и всякое событие, включающее скорость распространения трещины ползучести, должно зависеть от C^* . Поэтому скорость роста трещины в условиях установившейся ползучести может быть описана выражением

$$\frac{da}{dt} = f(C^*),$$

простейшей аппроксимацией которого является соотношение (аналог уравнения Париса)

$$\frac{da}{dt} = A(C^*)^m, \quad (11)$$

получившее экспериментальное подтверждение для различных материалов и уровней температур.

В [19] проводилось сравнение двух моделей распространения трещин ползучести применительно к испытаниям СТ-образцов из жаропрочных сплавов на никелевой основе IN100 и IN713С, используемых для лопаток ГТУ (рис. 7).

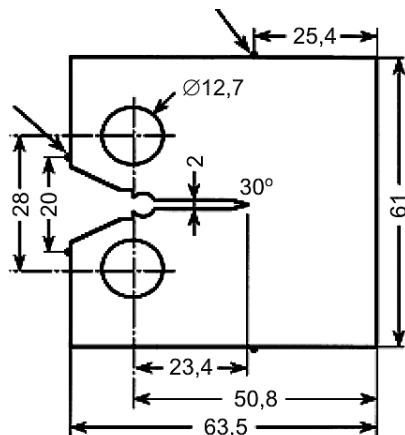


Рис. 7. Схема СТ-образца.

При этом использовались следующие выражения:

$$K = \frac{P}{B\sqrt{W}} \frac{2+a/W}{(1-a/W)^{3/2}} \{0,886+4,64(a/W)-13,32(a/W)^2 +$$

$$+14,72(a/W)^3 - 5,6(a/W)^4\}; \quad (12)$$

$$C^* = \frac{n}{n+1} \frac{P\delta}{B(W-a)} \left(\gamma - \frac{\beta}{n} \right). \quad (13)$$

Здесь

$$\gamma = \frac{2(1+a)(1+a/W)/(1+\alpha^2) + \alpha(1-a/W)}{(1+a/W) + \alpha(1-a/W)};$$

$$\beta = \frac{\alpha}{\alpha + (1+a/W)/(1-a/W)}; \quad \alpha = \sqrt{\{(2a/(W-a)+1)^2 + 1\} - \{2a/(W-a)+1\}},$$

где W – ширина образца; a – длина трещины; P – нагрузка; B – толщина образца; δ – скорость раскрытия центра трещины (по линии действия силы); n – показатель степени в уравнении Норгена;

$$\frac{da}{dt} = AK_{in}^m \exp(-Q/RT), \quad \frac{da}{dt} = A(C^*)^m \exp(-Q^*/RT) \quad (14)$$

(K_{in} – коэффициент интенсивности напряжений в условиях зарождения трещины; Q – энергия активации, зависящая от марки материала). Введя параметр $Q^* = m \lg K_{in} - Q/2,303RT$, авторы получили возможность представить скорость роста трещин в виде параметрической зависимости.

Для сплава IN713С получили $Q = 496$ кДж/моль, для сплава IN100 – $Q = 1106$ кДж/моль. При высоких температурах и малых значениях K имеем $Q^* = 5,31 \lg K_{in} - 25900/RT$, при низких температурах и больших значениях K – $Q^* = 63,81 \lg K - 57790/RT$.

В работе [19] установлено, что C^* -интеграл, в отличие от K , не зависит от температуры, толщины образца и микроструктуры материала (рис. 8).

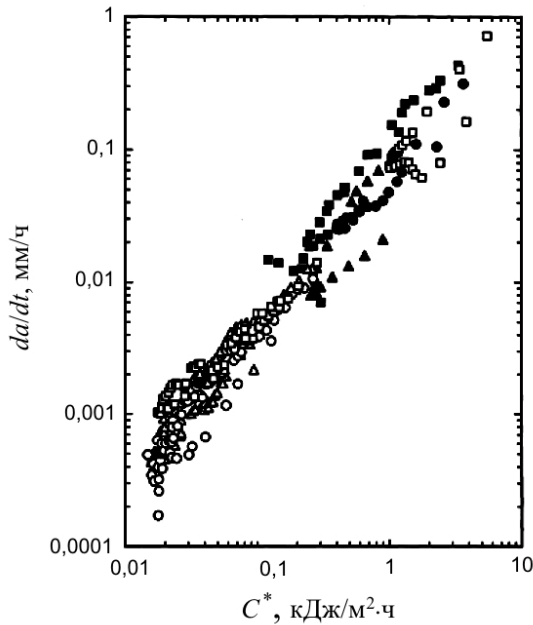


Рис. 8. Влияние толщины образцов на скорость роста трещин ползучести в сплаве IN100 при температуре 732 (●, ▲, ■) и 850°C (○, △, □) [19]: ●, ○ – $B = 25,4$ мм; ▲, △ – $B = 12,7$ мм; ■, □ – $B = 6,35$ мм.

Таким образом, определив распределение C^* -интеграла в вершине трещины ползучести в лопатке, можно рассчитать скорость ее роста с использованием экспериментальных данных, например, приведенных на рис. 8 для сплава IN100.

Для иллюстрации на рис. 9 показано распределение вертикальных напряжений в окрестности трещины, расположенной на кромке в плоскости, перпендикулярной оси лопатки, с помощью которых можно рассчитать значения коэффициента интенсивности напряжений (КИН) и J -интеграла.

Расчет кинетики роста трещин заключается в следующем. В соответствии с заданным приращением числа циклов или временного интервала на каждом шаге рассчитывается НДС, определяются K_i , J - или C^* -интегралы и на основе этого проводится интегрирование уравнения роста трещин (типа Париса). В результате получаем приращения длин трещины для каждого узла на фронте трещины. В процессе расчета проводится модификация сетки, и вышеописанная процедура повторяется на новом шаге для подросшей трещины.

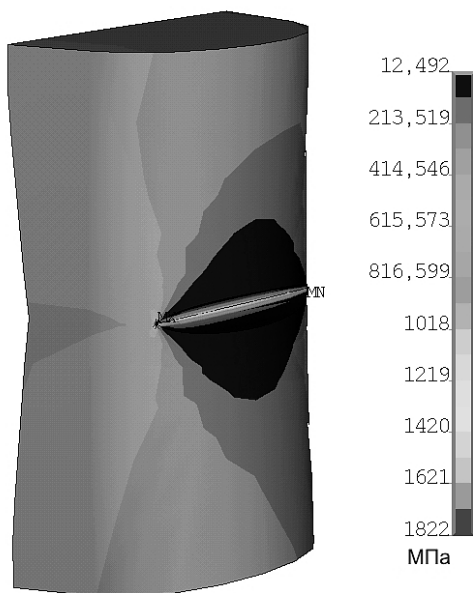


Рис. 9. Распределение поля интенсивности напряжений в окрестности трещины, расположенной на кромке лопатки перпендикулярно плоскости изображения на высоте 15 мм от корневого сечения.

В качестве одного из подходов для расчетного определения скорости роста трещин термической усталости (малоциклового усталости) в лопатках при произвольной форме цикла, включающей циклическое нагружение (пуски и остановки) и выдержки на стационарных режимах, можно использовать методику, основанную на соотношении

$$\frac{da}{dN} = B(\Delta K_{eff})^m + \int_0^{t_u} A(C^*(\tau))^q d\tau, \quad (15)$$

в котором интегрирование проводится в пределах одного цикла ($0 \dots t_u$); A , B , q , m – константы материала; $\Delta K_{eff} = K_{max} - K_{op} \leq \Delta K = K_{max} - K_{min}$ – эффективный размах КИН.

Если вместо первого члена в уравнении Париса записать выражение, описывающее скорость роста трещин на всех стадиях, а во втором учитывать особенности изменения сопротивления ползучести с изменением числа циклов, то полученная формула позволяет описать все стадии роста трещин при произвольной форме цикла. Этот подход в настоящее время требует верификации применительно к реальным лопаткам ГТД.

Другой подход связан с использованием зависимости

$$da = B(\Delta K_{eff})^m dN + A(C^*(\tau))^q d\tau, \quad (16)$$

допускающей расчет произвольных нерегулярных циклов, включающих циклы с малой выдержкой.

Методы расчетного определения распределения температур в лопатках при нестационарных режимах. Для расчета температурных полей при нестационарных режимах можно использовать три подхода.

В первом подходе используется предположение о неизменном значении эффективности охлаждения, которое описывается следующим выражением: $\phi = (T_g - T_m)/(T_g - T_c)$ [20]. Поскольку глубина охлаждения также определяется отношением коэффициентов теплоотдачи охладителя и горячего газа $\phi = \alpha_c/(\alpha_c + \alpha_g)$, где α_c, α_g – коэффициенты теплоотдачи охладителя и горячего газа соответственно, предполагается, что их значения не изменяются или изменяются пропорционально. При использовании данного подхода изменение расчетных температурных полей происходит вследствие изменения граничных условий по температуре горячего газа и охлаждающего воздуха.

Согласно второму подходу на коэффициенты теплоотдачи накладываются масштабные коэффициенты, которые могут быть рассчитаны с помощью следующей зависимости [21]:

$$p(G_i, T_i) = (G_i/G_n)^k (T_i/T_n)^m, \quad (17)$$

где G_i, T_i – расход и температура в текущий момент времени; G_n, T_n – номинальные расход и температура; k, m – эмпирические константы.

Использование этого подхода позволяет учитывать для нестационарных режимов не только изменение температуры газа и охлаждающего воздуха, но и коэффициентов теплоотдачи, которые через критерий Рейнольдса зависят от параметров среды.

В качестве третьего подхода может быть использован расчет теплообмена в сопряженной постановке средствами вычислительной газодинамики (CFD). Этот подход имеет свои преимущества (можно получить детальную картину температурных полей) и недостатки (большие затраты времени и расчетных ресурсов). Поэтому при расчете нестационарной задачи в полной постановке, т.е. температурных полей газа и твердого тела одновременно, прибегают к некоторым упрощениям, позволяющим сократить время расчета, например получение квазистационарных решений с использованием предположения об инертности твердого тела по сравнению с газом и дальнейшая интерполяция граничных условий теплообмена на весь диапазон изменения расхода и температуры газа.

Первый подход наиболее простой и быстрый, однако он характеризуется недостаточной точностью на режимах, далеких от номинального, второй позволяет учитывать изменение коэффициентов теплоотдачи на различных режимах через изменение расхода газа и воздуха и их температуры. С помощью третьего подхода можно рассчитать условия теплообмена на частичном режиме с учетом мгновенных параметров потоков, однако он очень трудоемок по требуемым расчетным ресурсам. На практике чаще всего совмещают второй и третий (с применением упрощений) подходы. При этом процесс расчета основывается на решении следующих задач [22]:

разработка сеточных моделей межлопаточных каналов венцов турбинных лопаток для решения задачи теплообмена в сопряженной постановке;

создание гидравлических моделей течения газа в полости лопаток и расчеты расходов охлаждающего воздуха и условий теплообмена в полости лопатки для снижения объема расчетов CFD;

проведение CFD расчетов течения в межлопаточных каналах венцов рабочих лопаток и условий теплообмена на поверхности лопаток в сопряженной постановке для наиболее характерных режимов;

определение коэффициентов масштабирования граничных условий применительно к нестационарным режимам;

построение конечноэлементных моделей лопаток и перенос граничных условий теплообмена из газодинамических расчетов;

расчет теплого состояния лопаток на стационарных и нестационарных режимах.

Выводы

1. Рассмотрены особенности расчетного (с использованием МКЭ) определения запасов статической прочности и специфика оценки прочности лопаток из малопластичных или охрупчивающихся во время эксплуатации материалов.

2. Разработан метод определения размаха деформаций при термоциклическом нагружении в случае пропорционального и непропорционального нагружения отдельных элементов лопаток.

3. Предложена концепция определения элементов лопатки, опасных с точки зрения прочности в условиях термоциклического нагружения.

4. Рассмотрены методы расчетного определения термоциклической долговечности от периода цикла, способы оценки скорости роста трещин в лопатках при статическом и термоциклическом нагружении, а также расчетное определение распределения температур в охлаждаемых лопатках при нестационарных режимах.

Резюме

Розглянуто визначення запасів міцності за статичного і термоциклічного навантаження охолоджуваних турбінних лопаток із малопластичних і пластичних жароміцних полікристалічних сплавів. Установлено, що в залежності від умов навантаження різних елементів лопаток і граничної деформації матеріалу доцільно використовувати різні підходи до оцінки їх термоциклічної міцності. Запропоновано процедуру визначення розмаху деформацій за цикл при пропорціональному і непропорціональному навантаженні. Проведено верифікацію розробленої методики на лопатках енергетичної газотурбінної установки.

1. Васильченко Г. С. Условия разрушения неравномерно нагретых вращающихся дисков // Тр. ЦНИИТМАШ. – 1962. – Вып. 30. – С. 5–18.
2. Гецов Л. Б., Марголин Б. З., Федорченко Д. Г. К вопросу определения запасов прочности деталей энергоустановок при использовании расчетов МКЭ // Механика материалов и прочность конструкций: Тр. СПбГПУ. – 2004. – № 489. – С. 162–177.
3. Гецов Л. Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин. – М.: Недра, 1996. – 591 с.
4. Hancock J. W. and Mackenzie A. C. On the mechanisms of ductile failure in high-strength steel subjected to multi-axial stress-states // J. Mech. Phys. Solids. – 1976. – 24, No. 2-3. – P. 147–160.
5. РД ЭО 1.1.2.09.0714-2007. Методика расчета прочности основных элементов реакторных установок на быстрых нейтронах с натриевым теплоносителем. – М.: Росэнергоатом, 2007.
6. Гецов Л. Б., Добина Н. И., Рыбников А. И. и др. Сопротивление монокристаллического сплава термической усталости // Пробл. прочности. – 2008. – № 5. – С. 54–71.
7. Гецов Л. Б., Рыбников А. И., Семенов А. С. Сопротивление термической усталости жаропрочных сплавов // Теплоэнергетика. – 2009. – № 5. – С. 51–58.
8. Марголин Б. З., Швецова В. А., Балакин С. М. О некоторых критериальных проблемах зарождения и развития усталостных трещин в поликристаллах // Пробл. прочности. – 2008. – № 4. – С. 5–24.
9. Марголин Б. З., Бучатский А. А., Гуленко А. Г. и др. Метод прогнозирования сопротивления разрушению материала при циклическом нагружении в условиях вязкоупругопластического деформирования и нейтронного облучения // Там же. – 2008. – № 6. – С. 5–24.

10. Гецов Л. Б., Садаков О. С., Порошин В. Б. Критерии оценки малоциклового прочностии при неизотермическом нагружении с выдержками // Пробл. машиностроения и надежности машин. – 1997. – № 1. – С. 52–58.
11. Гецов Л. Б. Проблемы создания “универсальной” теории разрушения материалов // Там же. – 2001. – № 5. – С. 49–55.
12. Баландин Ю. Ф., Золотухина М. А. Новая методика оценки сопротивления термической усталости конструкционных материалов // Завод. лаб. – 1961. – 27, № 1. – С. 63–66.
13. Landes J. D. and Begley J. A. A fracture mechanics approach to creep crack growth // Mechanics of Crack Growth. – ASTM STP 590. – Philadelphia, 1976. – P. 128–148.
14. Ohji K., Ogura K., and Kubo S. Mechanics of creep crack propagation under longitudinal shear and its applications // Trans. JSME. – 1976. – 42. – P. 350–358.
15. Nikbin K. M., Webster G. A., and Turner C. E. Relevance of nonlinear fracture mechanics to creep cracking // Cracks and Fracture. – ASTM STP 601. – Philadelphia, 1976. – P. 47–62.
16. Hoff N. J. Approximate analysis of structures in presence of moderately large creep deformations // Quart. Appl. Math. – 1954. – 12. – P. 49–55.
17. Hutchinson J. W. Singular behavior at the end of a tensile crack tip in a hardening material // J. Mech. Phys. Solids. – 1968. – 16. – P. 13–31.
18. Rice J. R. and Rosengren G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power law hardening material // Ibid. – P. 1–12.
19. Tabuchi M., Kubo K., Yagi K., et al. Results of Japanese round robin on creep crack growth evaluation methods for Ni-base superalloys // Eng. Fract. Mech. – 1999. – 62. – P. 47–60.
20. Cunha F. J., Dahmer M. T., and Chyu M. K. Thermal-Mechanical Life Prediction System for Anisotropic Turbine Components // ASME Paper No. GT2005-68107.
21. Гецов Л. Б., Завгородний В. В., Лебедев А. С. и др. Напряженно-деформированное состояние и прочность рабочих лопаток турбины ГТЭ-150 // Газотурбинные технологии. – 2010. – № 3. – С. 34–41.
22. Симин Н. О., Кривonosова В. В., Романова О. В. Современные методы оценки ресурса и прочности охлаждаемых лопаток газовых турбин // Тр. ЦКТИ. – 2009. – Вып. 296.

Поступила 16. 03. 2016