

УДК 539.4, 621.438

КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНЫЙ АНАЛИЗ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ЛОПАТОК ГАЗОВЫХ ТУРБИН ЧАСТЬ 2. РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ

А. С. СЕМЕНОВ¹, А. И. ГРИЩЕНКО², М. Е. КОЛОТНИКОВ³, Л. Б. ГЕЦОВ⁴

¹semenov.artem@googlemail.com, ³mekolotnikov@mail.ru, ⁴guetsov@yahoo.com

^{1,2}ФГБОУ ВО «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого» (СПбПУ)

³АО «РЭП Холдинг», Санкт-Петербург

⁴НПО ЦКТИ, Санкт-Петербург

Поступила в редакцию 25.09.2018

Аннотация. Представлены результаты анализа термоциклической долговечности образцов для термоусталостных испытаний и лопаток газовых турбин на основе использования четырехчленного деформационного критерия. В целях оценки точности определяемых термоусталостных характеристик материала произведена средствами прямого конечно-элементного моделирования оценка неоднородности полей температур, пластических деформаций и напряжений в рабочей части образцов различного вида. Исследовано влияние модели упрочнения и температуры закрепления образца на ширину петли пластического гистерезиса. Показано, что выдержка при максимальной температуре цикла существенно уменьшает число циклов до образования магистральных трещин. Предложена методика расчетного определения термоциклической прочности лопаток газовых турбин из поли- и монокристаллических жаропрочных сплавов.

Ключевые слова: термическая усталость; лопатки газовых турбин; монокристаллические жаропрочные сплавы; пластичность; ползучесть; эксперимент; моделирование.

ВВЕДЕНИЕ

Корректный анализ термоциклической прочности лопаток газовых турбин требует применения современных методов компьютерного моделирования процессов деформирования и разрушения образцов и лопаток, использования уточненного критерия термоусталостной прочности, интерпретации результатов термоусталостных испытаний на образцах различного вида, а также учета специфики неупругого деформирования монокристаллических лопаток.

Данная статья является продолжением публикации [1], посвященной теоретическим основам расчетов термоциклической прочности лопаток газовых турбин, детальному описанию используемых в расчетах моделей поли- и монокристаллических материалов и четырехчленному критерию термоусталостного разрушения. Во второй части статьи представлены результаты конечно-элементных (КЭ) расчетов образцов для термоусталостных испытаний и лопаток газотурбинных установок (ГТУ).

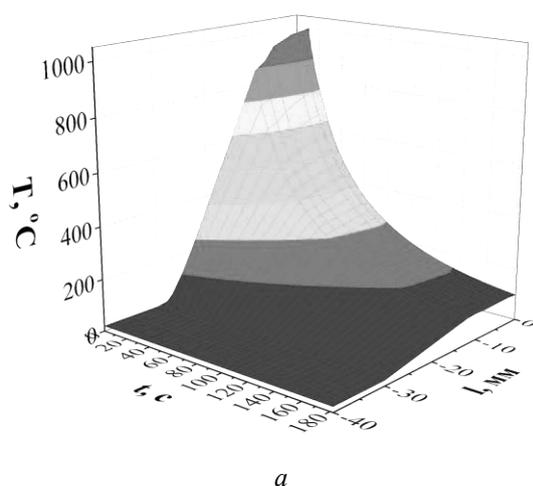
РЕЗУЛЬТАТЫ РАСЧЕТОВ ТЕРМОУСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ОБРАЗЦОВ

Определение напряженно-деформированного состояния. В качестве примера рассматривается прямое КЭ моделирование термоусталостных испытаний цилиндрического образца (рис. 1, в [1]), нагружаемого по режиму $95\text{ }^{\circ}\text{C} \leftrightarrow 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. Экспериментально определенное распределение температур вдоль образца при различных временах в пределах одного цикла приведено на рис. 1, а (см. также рис. 2, в [1]).

Задача решалась в осесимметричной постановке. КЭ модель образца, соответствующая его половине, представлена на рис. 1, б. Фиктивный податливый элемент моделировался путем добавления материала заданной жесткости, определяемой упругими свойствами оснастки. С целью нивелирования осевых температурных деформаций фиктивного материала (это диктуется условием его постоянной жесткости) вдоль оси образца коэффициент температурного расширения задавался анизотропным – равным нулю в продольном направлении и равным коэффициенту температурного расширения основного материала в радиальном.

Фиксация цилиндрического образца происходила при температуре:

$$T_{fix} = \frac{T_{max} - T_{min}}{2} \frac{\sigma_{02}(T_{max})}{\sigma_{02}(T_{min})}. \quad (1)$$



Для рассматриваемого режима T_{fix} составила $345\text{ }^{\circ}\text{C}$.

Свойства материала задавались соответствующими поликристаллическому жаропрочному сплаву ЖС6Ф.

Результаты расчета полей интенсивности пластической деформации при нагреве (при T_{max}) показаны на рис. 1, в. Пластические деформации неоднородны и локализованы в центральной части рабочей области образца, занимая менее 40 % его длины.

Аналогичным образом были получены результаты КЭ моделирования термоусталостных испытаний плоского корсетного образца (рис. 1, г [1]), нагружаемого по режиму $100\text{ }^{\circ}\text{C} \leftrightarrow 900\text{ }^{\circ}\text{C}$. Задача решалась в трехмерной постановке. КЭ модель образца, соответствующая его 1/8 части (выполнен учет наличия трех плоскостей симметрии), представлена на рис. 2, б. Фиктивный податливый элемент моделировался путем добавления материала заданной жесткости, на основе предварительного КЭ моделирования образца с учетом оснастки, болтового соединения и элементов основания. Свойства материала задавались соответствующими поликристаллическому жаропрочному сплаву ЖС6Ф. Результаты расчета полей интенсивности пластической деформации при T_{max} показаны на рис. 2, в.

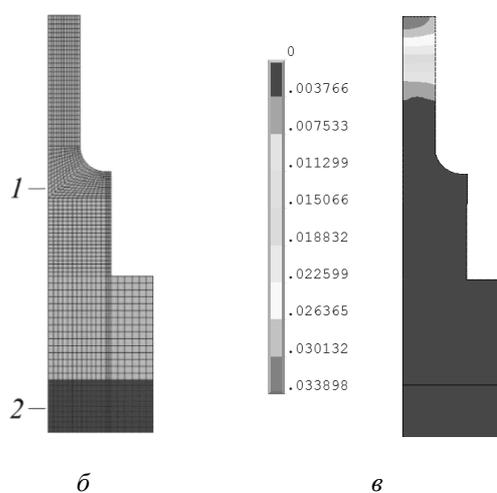


Рис. 1. Зависимость температуры цилиндрического образца (рис. 1, в) от времени в цикле и расстояния от центра нагружения (а); КЭ модель образца (б), где 1 – образец; 2 – фиктивный материал заданной жесткости, эквивалентный жесткости оснастки; распределение полей интенсивности пластической деформации при T_{max} (в)

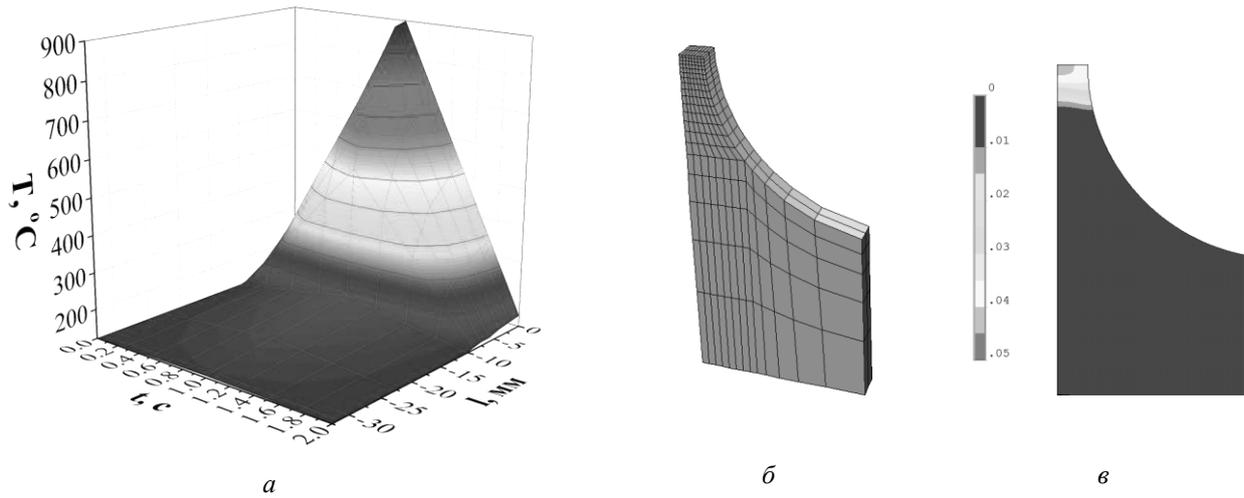


Рис 2. Зависимость температуры плоского корсетного образца (см. рис. 1, а [1]) от времени в цикле и удаления от центра (а); КЭ модель образца (б) распределение полей интенсивности пластической деформации при T_{max} (в)

Верификация деформационного критерия для монокристаллических материалов. На основе полученных результатов КЭ расчетов для монокристаллических плоских корсетных образцов проводилась верификация четырехчленного деформационного критерия термоусталостного разрушения [2–4]:

$$D = \sum_{i=1}^N \frac{(\Delta \varepsilon_{eqi}^p)^k}{C_1(T_i)} + \sum_{i=1}^N \frac{(\Delta \varepsilon_{eqi}^c)^m}{C_2(T_i)} + \max_{0 \leq t \leq t_{max}} \frac{\varepsilon_{eq}^p}{\varepsilon_r^p(T)} + \max_{0 \leq t \leq t_{max}} \frac{\varepsilon_{eq}^c}{\varepsilon_r^c(T)} = 1. \quad (2)$$

Детальное описание критерия (2), выбор параметров материала $k, m, C_1, C_2, \varepsilon_r^p, \varepsilon_r^c$ и способы вычисления эквивалентных деформаций пластичности ε_{eq}^p и ползучести ε_{eq}^c для поли- и монокристаллических материалов рассматривается в [1].

Сравнение показало, что наблюдается удовлетворительная корреляция между расчетными и экспериментальными значениями циклов до образования магистральной трещины (рис. 3). Важно отметить, что в сравнении рассматривались образцы различной кристаллографической ориентации ([001], [011] и [111]), различные режимы нагружения при варьировании минимальной температуры цикла от 150 до 500 °С и максимальной от 750 до 1050 °С, а также условия нагружения при наличии выдержек при максимальной температуре.

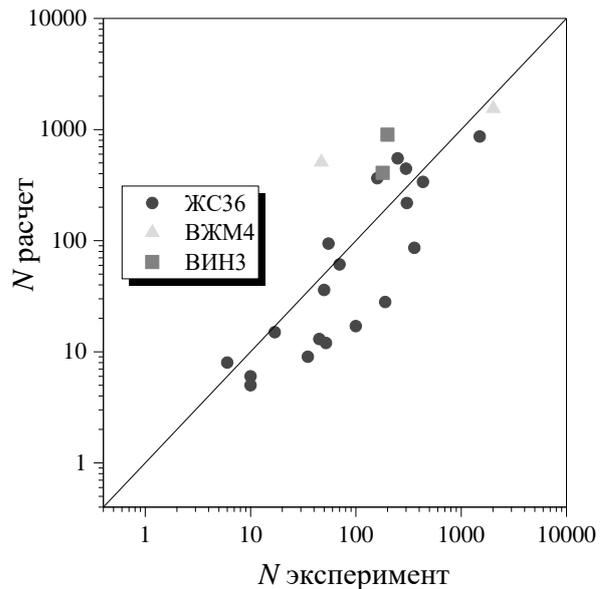


Рис 3. Сопоставление расчетного числа циклов до образования магистральной трещины с использованием критерия (2) и результатами экспериментов для монокристаллических сплавов

Влияние выбора модели упрочнения материала на результаты моделирования испытаний на термическую усталость. Рассматривались модели изотропного и кинематического упрочнения материала. Кривые эволюции осевой пластической деформации и циклического деформирования для обоих типов упрочнения для цилиндрического образца (рис. 1, в [1]), нагружаемого по режиму 95 °С ↔ 1000 °С при температуре фиксации $T_{fix} = 345$ °С, представлены на рис. 4.

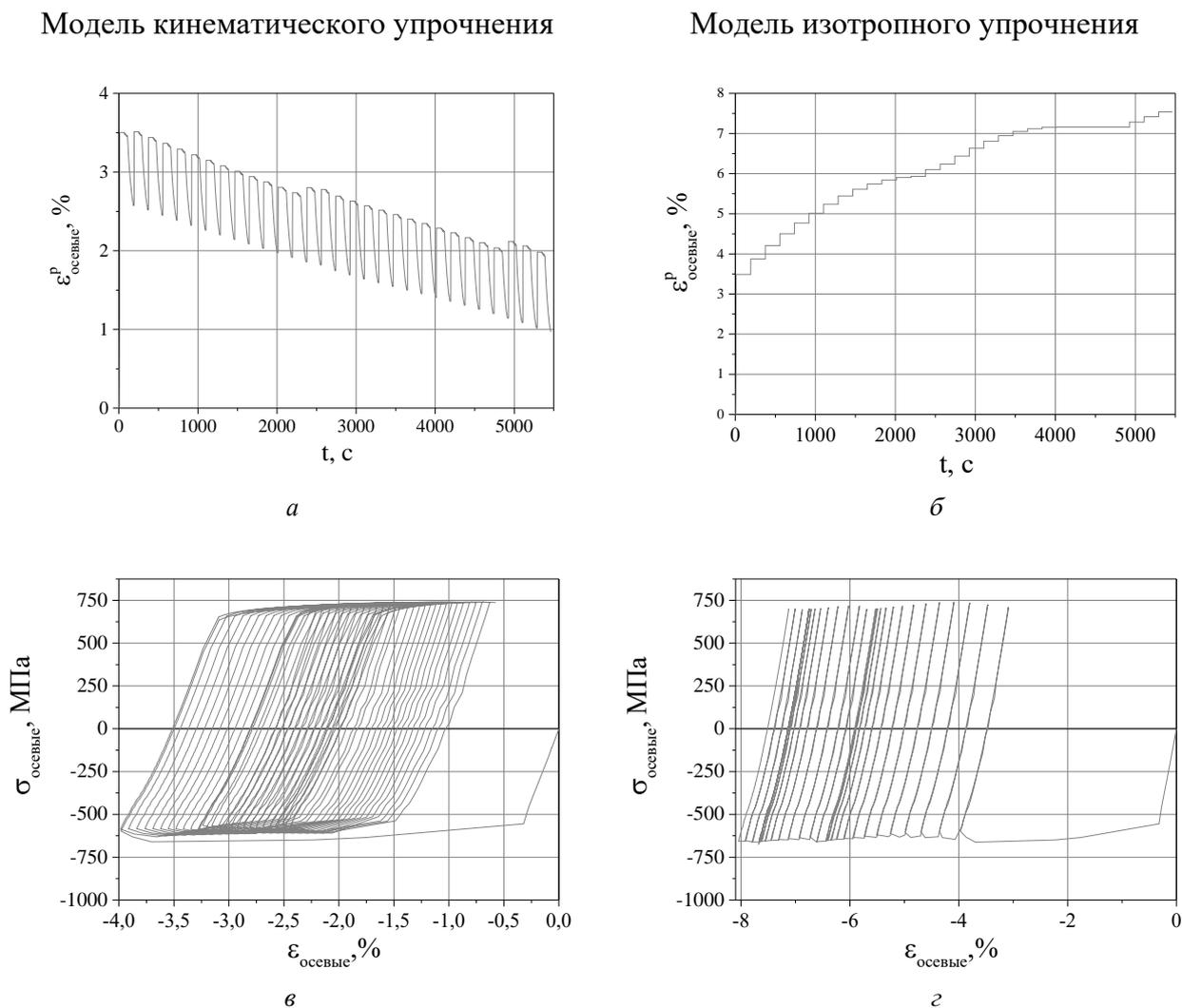


Рис 4. Эволюция интенсивности пластических деформаций для центральной точки сплошного цилиндрического образца (рис. 1, в [1]) при: а – кинематическом и б – изотропном упрочнении. Кривые упругопластического деформирования при: в – кинематическом и г – изотропном упрочнении

Видно, что выбор закона упрочнения оказывает существенное влияние на накопление пластической деформации. При кинематическом упрочнении ширина петли достигает 1 % и демонстрирует тенденцию к стабилизации. При использовании модели изотропного упрочнения наблюдается существенно меньший размах петель гистерезиса. При минимальной температуре цикла (при положительных осевых напряжениях) изменения пластических деформаций практически не происходит, и деформирование сводится к одностороннему накоплению необратимой деформации при максимальной температуре цикла (при отрицательных напряжениях). Это оказывает существенное влияние на прогноз числа циклов до разрушения, определяемого по критериям Мэн-

сона и четырехчленному деформационному критерию (2). Некоторая нерегулярность изменения осевых пластических деформаций от времени, проявляющаяся при длительном циклировании (рис. 4, а, б), связана с проявлением численных эффектов. Для минимизации указанных артефактов следует использовать большое число инкрементов и сглаженных полей температур для избежания локализации пластических деформаций.

Определение размахов деформаций.

Размах полных и пластических деформаций в цикле при проведении КЭ расчетов определяется на основе анализа поведения материала в наиболее нагруженной центральной точке образца для установившегося цикла при условии достижения стабилизации пет-

ли пластического гистерезиса. При непропорциональном нагружении в условиях переменного многоосного деформированного состояния, когда возможна ситуация роста одной компоненты тензора деформации и убывания другой, идентификация полуциклов нагрузки/разгрузки и определение размаха эквивалентной деформации производилась по превышению критического угла излома траектории деформирования [5]. В общем случае при нерегулярных циклах для определения размаха деформаций требуется использование метода дождя или метода стока [1, 5].

При выполнении экспериментов напряженное состояние близко к одноосному, и максимальный размах деформаций может быть определен на основе методики [6], предложенной в докомпьютерную эпоху, но не потерявшей свой актуальности и в настоящее время. Эта методика основана на использовании формулы

$$\Delta \varepsilon^{\text{mech}} = -(\alpha(T_{\max})T_{\max} - \alpha(T_{\min})T_{\min})\varphi, \quad (3)$$

где T_{\max} – максимальная температура цикла; T_{\min} – минимальная температура цикла; $\alpha(T_{\max})$ – (секущий) коэффициент линейного расширения в диапазоне $20\text{ }^{\circ}\text{C} \dots T_{\max}$, $\alpha(T_{\min})$ – (секущий) коэффициент линейного расширения в диапазоне $20\text{ }^{\circ}\text{C} \dots T_{\min}$, $\varphi = 1 - (\Delta K / \Delta l)$ – коэффициент стеснения термической деформации, учитывающий податливость оснастки и материала вне рабочей зоны; ΔK – измеряемая величина размаха смещения за цикл контрольных отпечатков микротвердости, наносимых на поверхность плоского корсетного образца (см. рис. 1, з [1]) (или перемещения специальных проволочек на цилиндрических образцах (см. рис. 1, в [1])), нанесенных по краям его рабочей части длиной 4 мм. Δl – размах свободных перемещений контрольных отпечатков при нагреве от минимальной T_{\min} до максимальной T_{\max} температуры (расчетный или экспериментально измеренный).

Экспериментально определяемая величина φ характеризует жесткость нагружения рабочей зоны образца ($0 \leq \varphi \leq 1$: $\varphi = 0$ при от-

сутствии стеснения (свободное расширение, $\Delta K = \Delta l$) и $\varphi = 1$ для абсолютно жестко стесненных условий ($\Delta K = 0$). Из-за несколько отличающейся жесткости крепления образцов она может отличаться при одинаковых параметрах цикла.

Влияние температуры закрепления образцов при испытаниях на термическую усталость. В [7] было установлено, что температура T_{fix} , при которой производится закрепление образцов в установке Коффина, практически не влияет на долговечность в условиях термоциклического нагружения. Тем не менее, закрепление при комнатной температуре приводит к тому, что в первом полуцикле реализуется значительная деформация сжатия при увеличении температуры от $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ до T_{\max} , которая для хрупких материалов (или покрытий) может приводить к образованию трещин. Поэтому в методике ЦИАМ [8], как правило, закрепление проводят при T_{\max} , $(T_{\max} - T_{\min})/2$ или T_{fix} по формуле (1). В связи с особенностями методики ЦКТИ [9–11] закрепления плоских корсетных образцов (рис. 1, з [1]) всегда производится только при T_{\min} . В тех случаях когда T_{\min} близко к $20\text{ }^{\circ}\text{C}$, температура закрепления не имеет значения; в этом случае первому полуциклу отвечают условия сжатия, а второму – растяжения, в то время как в условиях закрепления при T_{\max} первый полуцикл происходит в условиях растяжения, а второй – сжатия.

В целях проверки точности гипотезы о слабом влиянии температуры закрепления на ширину петли гистерезиса были выполнены КЭ расчеты для цилиндрического образца (см. рис. 1, в [1]) из сплава ЖС6Ф при термоциклических испытаниях $95\text{ }^{\circ}\text{C} \leftrightarrow 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$. При проведении многовариантных расчетов рассматривались различные температуры закрепления T_{fix} в диапазоне от 20 до $500\text{ }^{\circ}\text{C}$. В ходе проведения расчетов было установлено, что с ростом температуры закрепления требуется большее число циклов до стабилизации петли гистерезиса. Характерная гистерезисная кривая для $T_{\text{fix}} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$ показана на рис. 5.

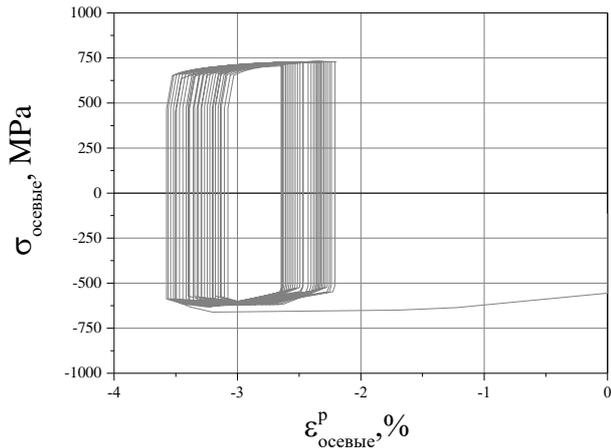


Рис. 5. Кривая циклического деформирования в наиболее нагруженной точке цилиндрического образца при температуре закрепления $T_{fix} = 100\text{ }^{\circ}\text{C}$

Сравнение установившихся петель гистерезиса при различных температурах закрепления представлено на рис. 6. С ростом температуры закрепления наблюдается смещение петли направо при визуальном сохранении ее ширины, а также симметризация петли по вертикали относительно оси абсцисс.

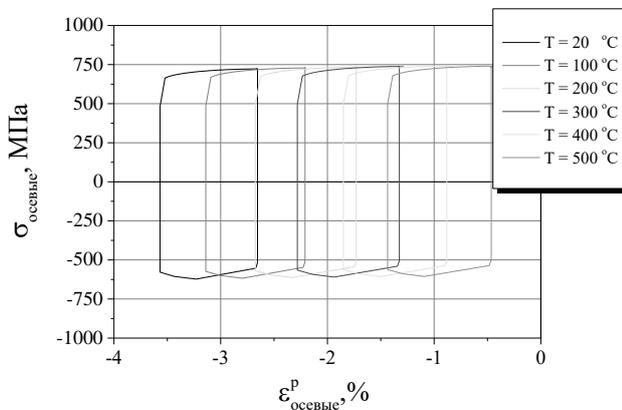


Рис. 6. Петли гистерезиса на 30 цикле в наиболее нагруженной точке цилиндрического образца при различных температурах закрепления T_{fix}

На рис. 7 представлена зависимость ширины петли пластического гистерезиса от температуры закрепления T_{fix} для центральной точки образца. Изменение T_{fix} от 20 до 500 $^{\circ}\text{C}$ приводит после 30 циклов к слабой зависимости ширины петли от T_{fix} (отличие не превышает 10%). При рассмотрении размаха пластических деформаций, осредненных в пределах рабочей зоны образца, зависимость практически отсутствует.

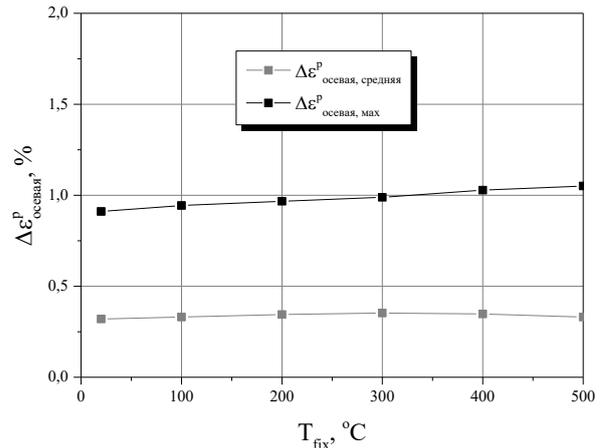


Рис. 7. Зависимость ширины петли пластического гистерезиса (максимальная и осредненное по ширине рабочей зоны) от температуры закрепления T_{fix} для 30 цикла нагружения по режиму $95\text{ }^{\circ}\text{C} \leftrightarrow 1000\text{ }^{\circ}\text{C}$

Полученные результаты КЭ расчетов максимального размаха ширины петли пластического гистерезиса коррелируют с предлагаемой аналитической оценкой влияния температуры закрепления на изменение ширины петли пластического гистерезиса вследствие изменения T_{fix} , полученное на основе использования модели пластичности с линейным кинематическим упрочнением и определяемого равенством:

$$\Delta \epsilon_{fix}^p = T_{fix} \left[\frac{E(T_{min})\alpha(T_{min})}{E(T_{min}) + H(T_{min})} - \frac{E(T_{max})\alpha(T_{max})}{E(T_{max}) + H(T_{max})} \right]. \quad (4)$$

Определение влияния на долговечность времени выдержки при максимальной температуре цикла. В работе [12] для определения влияния на долговечность длительности цикла использовались эмпирические формулы с параметрами, определяемыми в экспериментах с выдержками при T_{max} , а в [2] – расчеты процесса релаксации напряжений в рамках гипотезы постоянной скорости ползучести. В [13] изучалось влияние выдержки при T_{max} на термоусталостную долговечность сплава GTD111. В настоящей работе определение долговечности производится для монокристаллических сплавов с использованием четырехчленного деформационного критерия, основанного на разделении размахов деформаций пластичности и ползучести (2). Простейшая аналитическая зависимость числа циклов N от времени выдержки τ ,

получаемая на основе (2) для степенного закона ползучести $\dot{\epsilon}^c = A\sigma^n$, определяется соотношением

$$N = \left\{ \frac{\frac{3}{4}\epsilon_r^c}{\sigma_0/E \left[1 - \left(1 + (n-1)EA\sigma_0^{n-1}\tau \right)^{\frac{1}{n-1}} \right]} \right\}^m, \quad (5)$$

где в качестве значения напряжения в начале выдержки σ_0 может быть выбрана величина, полученная в КЭ расчете, или оценка $(E(T_{\max})\alpha(T_{\max})T_{\max} - E(T_{\min})\alpha(T_{\min})T_{\min})\varphi/2$. Исследование влияния выдержки при T_{\max} на долговечность образцов до образования термоусталостных трещин производилось для плоских корсетных образцов для различных режимов испытаний, в том числе тех, при которых были получены экспериментальные данные в испытаниях разных сплавов (табл. 1). На рис. 8 приведена расчетная кривая влияния выдержки при нагружении $500\text{ }^\circ\text{C} \leftrightarrow 1050\text{ }^\circ\text{C}$ в сопоставлении с точками, отвечающими экспериментальным данным.

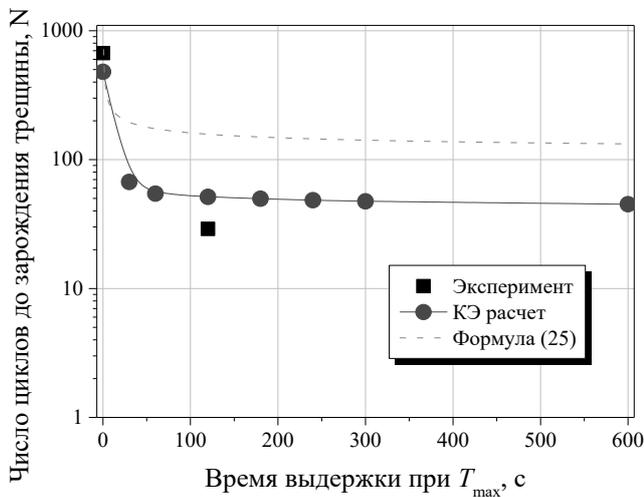


Рис. 8. Влияние выдержки при $T_{\max}=1050\text{ }^\circ\text{C}$ на число циклов до образования магистральной трещины в монокристаллическом сплаве ВЖМ4 кристаллографической ориентации [001]

Следует отметить, что при более жестких режимах нагружения, когда в каждом цикле имеет место не только ползучесть, но и пластическая деформация, эффект влияния выдержки снижается, как это следует из анализа критерия (2).

КЭ АНАЛИЗ НДС И ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ ЛОПАТОК

Результаты КЭ решений трехмерных нелинейных краевых задач с характерными неоднородными полями напряжений, деформаций и повреждений позволяют определить местоположения наиболее нагруженных точек лопатки, в которых вероятность зарождения трещин наибольшая; предоставить необходимую информацию для оптимизации формы каналов охлаждения лопатки; оценить влияние режимов нагружения, характеристик материала, аксиальной и азимутальной кристаллографической ориентации на статическую и термоусталостную прочность лопатки.

В расчетах учитывалось действие центробежных сил, наличие неоднородного нестационарного поля температур, давление газа. Наиболее точная схема расчета лопатки учитывает в КЭ модели прилегающий сектор диска и часть вала, что позволяет избежать погрешностей в задании кинематических граничных условий на ножке лопатки. Однако это может приводить к резкому увеличению числа степеней свободы задачи и в зависимости от требуемой точности и допустимой трудоемкости расчета могут быть использованы различные упрощенные дискретные модели.

При выполнении КЭ расчетов использовались феноменологические (см. уравнения (4)–(6) [1]) и микромеханические (см. уравнения (9)–(12) [1]) модели неупругого поведения жаропрочных сплавов. Идентификация параметров материала производилась в соответствии с подходом, предложенным в [14]. Расчеты выполнены с использованием КЭ программного комплекса PANTOCRATOR [15].

Первоначально, в целях тестирования предлагаемых моделей материала и критериев термоусталостной прочности был произведен анализ модельных неохлаждаемых лопаток. Результаты расчетов показали, что аксиальная кристаллографическая ориентация лопатки оказывает значительное влияние на ее НДС. Результаты статических расчетов лопаток,

оси которых ориентированы вдоль направлений монокристалла [001], [011] и [111], при идентичных условиях нагружения показаны на рис. 9. Видно, что характер распределения и уровни интенсивности напряжений значительно отличаются, что объясняется существенным различием упругих и неупругих модулей для рассматриваемых кристаллографических ориентаций. В частности, известно, что для жаропрочных монокристаллических сплавов на никелевой основе модуль Юнга вдоль направления [111] более чем в 2,2 раза превышает модуль Юнга вдоль направления [001], а модуль Юнга для направления [011] более чем в 1,7 раза направления [001]. Анализ влияния азимутальной ориентации монокристаллических охлаждаемых лопаток на статическую и циклическую долговечность рассмотрен в работе [16].

Распределение полей интенсивности деформации и поврежденности, определенной с использованием четырехчленного деформационного критерия (2), после 10 цикла нагружения показаны на рис. 10. В случае сложного переменного многоосного нагружения расположение максимумов мер тензоров напряжений и деформаций могут не совпадать, и определение критической области конструкции (места потенци-

ального зарождения макротрещины) следует производить на основе поиска максимума поля поврежденности, рассчитываемого, например, по (2).

В качестве второго примера рассматривалась рабочая охлаждаемая лопатка [17] неоптимизированной конструкции из монокристаллического сплава. КЭ расчет лопатки производился в трехмерной постановке с детальным учетом реальной системы внутренних каналов охлаждения нетривиальной топологии. Оценка длительной прочности выполнялась исходя из рассчитанных экстремальных значений местных эквивалентных напряжений. В проведенных КЭ расчетах использовались три модели ползучести:

- Микромех. модель, анизотр. свойства;
- Феномен. модель, анизотр. свойства;
- Феномен. модель, изотр. свойства.

Сравнение распределений полей деформаций ползучести в КЭ расчетах с использованием феноменологической и микромеханической моделей ползучести (с анизотропными свойствами) представлено на рис. 11. В расчетах длительность цикла принималась равной 2 ч. Видно, что локализация местоположения максимальных деформаций практически совпадает для обеих используемых моделей, однако наблюдаются отличия в характере распределения полей.

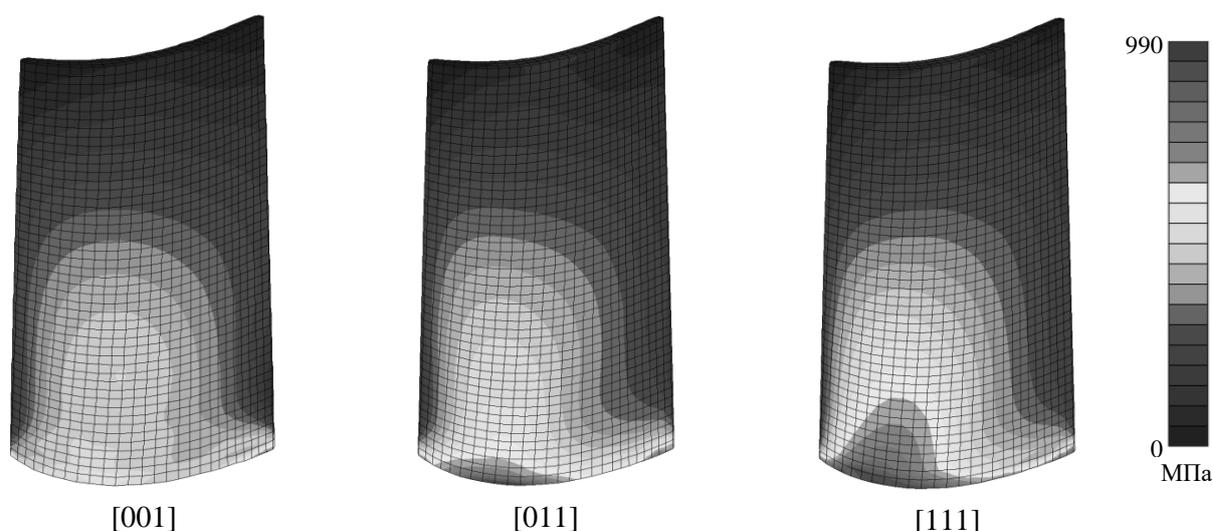


Рис. 9. Распределение интенсивности напряжений в пере для лопаток различной ориентации при использовании физической упругопластической модели

Таблица 1

**Результаты испытаний по влиянию выдержек на термоусталостную долговечность
монокристаллических сплавов**

	<i>Режим термоциклирования, °С</i>	<i>Длит. цикла, сек</i>	<i>$\Delta\varepsilon$ %</i>	<i>Δx_1 %</i>	<i>Δx_2, %</i>	<i>$N_{раз}$</i>	<i>N полос скольжения</i>	<i>N первых трещин</i>	<i>N до обр. маг. трещины</i>
Сплав ВЖМ8									
4112	500-1050 с выдержкой	148	0,78	12,0	17,0	91	1	27	27
410	500-1050	39	0,76	10,38	8,77	768	3	40	125
46	500-1050	22	0,8	4,7	-1,9	746	2	2	670
Сплав ВИНЗ									
B2	500-1050	42	0,8	11,6	12,1	964	1	1	200
2	500-1050 с выдержкой	146	0,8	16,3	12,7	42	2	11	11
Сплав ВЖМ4									
412	700-1050	13	0,5	2,88	12,8	5391	1	1	1055
4	700-1050 с выдержкой	146	0,5	1,66		170	2	40	40
410	500-1050	39	0,76	10,38	8,77	768	3	40	125
46	500-1050	22	0,8	4,7	-1,9	746	2	2	670
4112	500-1050 с выдержкой	148	0,78	12,0	17,0	91	1	27	27
Сплав ЖС32									
1-1	150-900	100	0,82	2,7	-1,0	3654	8	100	1100
14--1	150-900	85	0,92	7,3	1,0	2688	8	63	1690
10-1	150-900 с выдержкой	120 +115	0,93	18,0	7,0	367	2	2	200
12-1	200-1050	70	0,88	11,7	22,3	33	1	1	3
3-1	200-1050 с выдержкой	120 +118	~0,88	9,0	7,3	13	1	1	2
8-1	700-1050	30	0,50	17,3	13,7	1772	2	2	11
7-1	700-1050 с выдержкой	120 +23	0,51	17,7	21,3	612	2	2	2
5-1	500-1100	34	~0,8	15,3	4,0	33	2	2	2
15-1	500-1100 с выдержкой	120 +29	~0,68	24,3	12,0	141	2	2	2
ЖС36									
1-2 [111]	150-900	72	0,73	6,7	10,7	823	5	190	190
1-5 [111]	150-900 с выдержкой	247	0,69	16,3	21	140	2	7, 20	50
1-7 [111]	150-900 с выдержкой	378	0,73	18,3	28	16	2	2	12
4-5 [011]	450-900	35	0,58	3,7	9,7	626	2	20	407

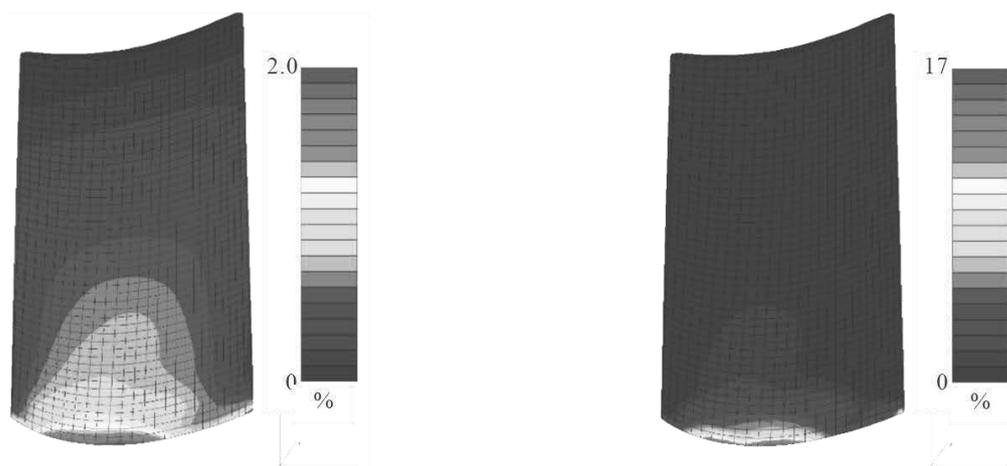


Рис. 10. Распределение полей: *а* – интенсивности деформаций; *б* – поврежденности (2) в пере лопатки после 10 цикла нагружения

Для нахождения значений длительной прочности использовали кривые Ларсона-Миллера. В табл. 2 представлены рассчитанные по $n_{\sigma} = \sigma_{R<001>} / \bar{\sigma}_{ea}$ значения коэффициентов запаса в точке *C* для 100, 500, 1000, 5000 и 10 000 ч (соответствующих 50, 250, 500 и 5000 принятым циклам)

по данным расчетов с использованием трех вышеперечисленных моделей материала. Видно, что микромеханическая модель обеспечивает наиболее консервативную оценку, а изотропная феноменологическая – завышенную оценку коэффициента запаса n_{σ} .

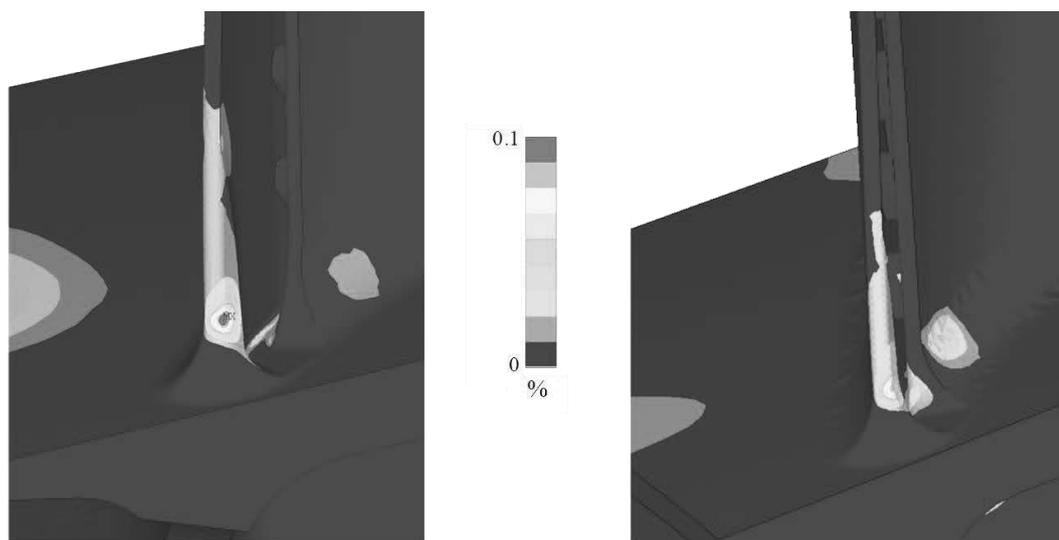


Рис. 11. Распределение полей интенсивности деформаций ползучести в конце цикла в расчетах с использованием: *а* – микромеханической; *б* – феноменологической моделей ползучести

Таблица 2

Коэффициенты запаса для неоптимизированной монокристаллической лопатки, полученные с использованием трех различных моделей материала

Модель материала	Коэффициенты запаса n_{σ} для различной длительности				
	100 ч	500 ч	1000 ч	5000 ч	10000 ч
Феноменол. ползучесть, изотропные свойства	1,59	1,34	1,24	1,04	0,96
Феноменол. ползучесть, анизотропные свойства	1,55	1,21	1,21	1,01	0,93
Микромех. ползучесть, анизотропные свойства	1,48	1,25	1,16	0,97	0,89

На основе выполненных экспериментально-расчетных исследований был разработан алгоритм, иллюстрирующий методику расчета термоциклической прочности лопаток ГТД из поли- и/или монокристаллических материалов, схема которого представлена на рис. 12. Исходными данными для определения запаса термоциклической прочности являются: эксплуатационная модель лопатки; данные о нагрузках в течение всего цикла (угловая скорость рассматриваемой ступени двигателя, аэродинамическое давление газов); результаты нестационарного теплового анализа; модели материала, репрезентативные для всего диапазона температур, включающие в себя: статический модуль упругости, кривые упругопластического деформирования, сопротивление вязкоупругому деформированию по результатам испытаний на ползучесть, долговечность до образования магистральных трещин по результатам испытаний на термическую усталость при различных температурах T_{\min} и T_{\max} с расчетным определением влияния времени выдержки при T_{\max} .

1. При построении САЕ модели особое внимание следует уделить качеству КЭ сетки, рекомендуется использовать регулярные гексаэдральные сетки, сгущающиеся к концентраторам, например, к каналам охлаждения.

2. Для определения запаса термоциклической прочности, согласно (2), необходимо определить повреждения, вызванные изменением пластической деформацией в пределах цикла, односторонне накопленной пластической деформацией, изменением деформаций ползучести в пределах цикла и односторонне накопленной деформацией ползучести. В данной работе используется аддитивная декомпозиция тензора полных деформаций на пластическую и вязкую составляющую, позволяющая в упрощенной постановке независимо решать задачи упругопластического и вязкоупругого деформирования. При использовании единых моделей упруго-вязкопластического деформирования (например, уравнения (5, б) или (10, б) из [1]) требуется специальная процедура идентификации условно пластической деформации и деформации ползучести.

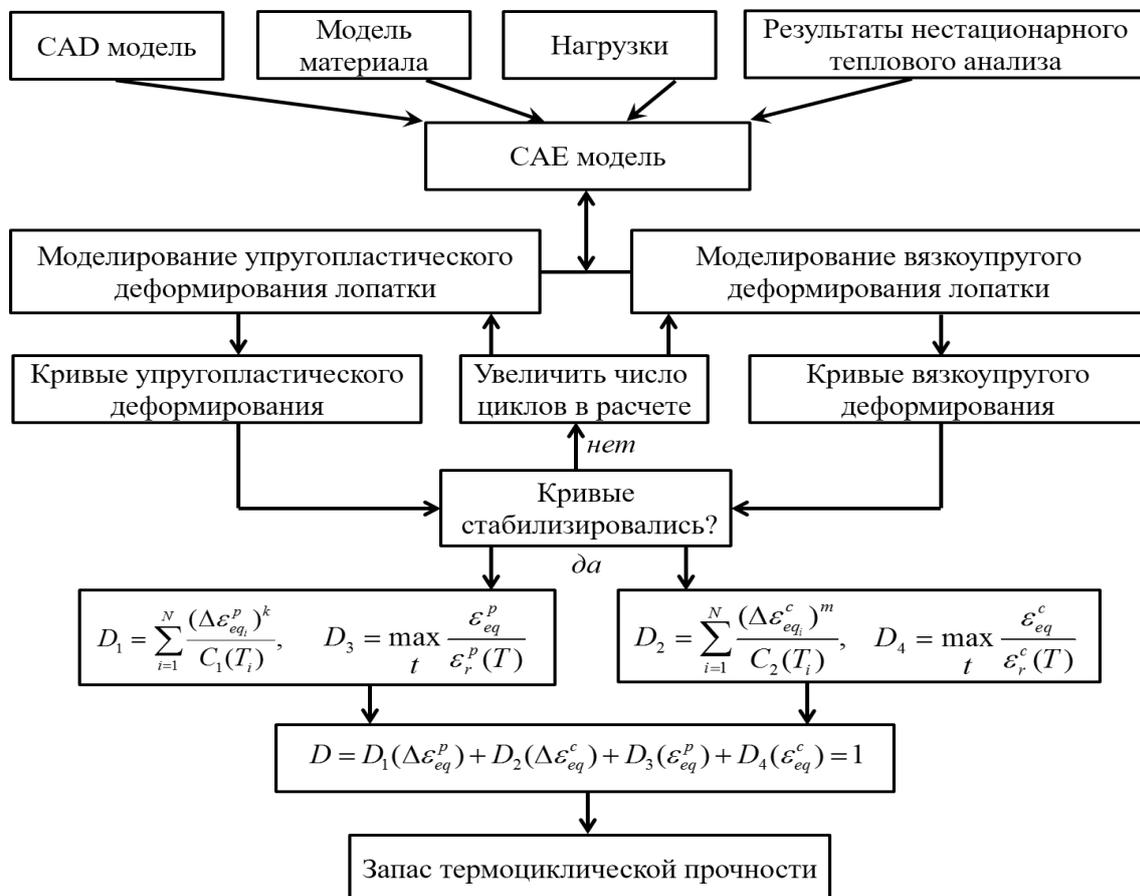


Рис. 12. Схема расчета термоциклической прочности лопаток ГТД

3. Необходимым условием корректного определения запаса термоциклической прочности является стабилизация кривых деформирования. После выхода на установившийся режим производится определение повреждений, входящих в четырехчленный деформационный критерий (2). Затем, на его основе определяется запас термоциклической прочности. При нерегулярном нагружении или/и при отсутствии или медленной стабилизации петель гистерезиса рекомендуется использовать более трудоемкую процедуру поцикловому суммированию поврежденности на основе выражения (2) и определения числа циклов до образования макротрещины проверкой условия $D = 1$ на каждом цикле.

При определении запаса термоциклической прочности в условиях отсутствия необходимых свойств материала или параметров напряженно деформированного состояния вместо четырехчленного деформационного критерия (2) возможно использование альтернативных критериев разрушения, например, уравнения универсальных наклонов Мэнсона и/или других.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Представлены результаты расчетов термоциклической долговечности образцов и лопаток газовых турбин с использованием четырехчленного деформационного критерия разрушения на основе результатов прямого конечно-элементного моделирования процессов циклического термомеханического нагружения. Использование в КЭ уточненных моделей неупругого деформирования жаропрочных моно- и поликристаллических материалов позволяет повысить точность оценки долговечности лопатки.

В целях оценки точности определяемых термоусталостных характеристик материала проведены конечно-элементные расчеты НДС и произведена оценка неоднородности полей пластических деформаций и напряжений в рабочей части образцов различного вида.

Исследовано влияние модели упрочнения и температуры закрепления образца для термоусталостных испытаний на ширину петли пластического гистерезиса. Показано, что выдержка при максимальной температуре цикла существенно уменьшает число

циклов до образования магистральных трещин; проведена верификация результатов расчетов с экспериментальными данными.

Разработана методология использования результатов испытаний на термическую усталость для расчетного определения термоциклической прочности лопаток газовых турбин, изготовленных из поликристаллических и монокристаллических жаропрочных сплавов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Конечно-элементный** анализ термоциклической прочности лопаток газовых турбин. Часть 1. Модели материала, критерии разрушения, идентификация параметров / А. С. Семенов и др. // Вестник УГАТУ. 2019. Т. 23, № 1 (83). С. 70–81. [A. S. Semenov, et. al., "Finite-element analysis of thermal fatigue of gas turbine blades. Part 1. Material models, fracture criteria, parameter identification", (in Russian), in *Vestnik UGATU*, vol. 23, no. 1 (83), pp. 70-81, 2019.]
2. **Гецов Л. Б.** Материалы и прочность деталей газовых турбин. Рыбинск: ООО "Издательский дом Газотурбинные технологии", 2010. 605 с. [L. B. Getsov, *Materials and strength of gas turbine parts*, (in Russian). Rybinsk: ООО "Izdatelskii dom Gazoturbinnie tehnologii", 2010.]
3. **Гецов Л. Б., Семенов А. С.** Критерии разрушения поликристаллических и монокристаллических материалов при термоциклическом нагружении // Труды НПО ЦКТИ. Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования. 2009. Вып. 296. С.83–91. [L. B. Getsov, A. S. Semenov, "A failure criterion for single-crystal superalloys during thermocyclic loading", (in Russian), in *Proc. NPO CKTI, Strength of materials and resource elements of power*, no. 296, pp. 83-91, 2009.]
4. **Гецов Л. Б., Семенов А. С.** Критерии разрушения поликристаллических и монокристаллических материалов при термоциклическом нагружении // Труды НПО ЦКТИ. Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования. 2009. Вып. 296. С. 83–91. [L. B. Getsov, A. S. Semenov, "A failure criterion for single-crystal superalloys during thermocyclic loading", (in Russian), in *Proc. NPO CKTI, Strength of materials and resource elements of power*, no. 296, pp. 83-91, 2009.]
5. **Особенности** расчетного определения статической и термоциклической прочности охлаждаемых лопаток ГТУ / Л. Б. Гецов и др. // Тяжелое машиностроение. 2011. № 3. С. 11–21. [L. B. Getsov, et. al., "Technique of design definition of strength of cooled blades", (in Russian), in *Tyazhloe mashinostroenie*, no. 3, pp 11-21, 2011.]
6. **Гецов Л. Б., Малыгин А. Ф.** О методике испытаний на термическую усталость. Заводская лаборатория № 7. 1969. С. 836–840. [L. B. Getsov, A. F. Malygin, "About of the thermal fatigue test procedure", (in Russian), in *Zavodskaya laboratoriya*, no. 7, pp. 836-840, 1969.]
7. **Коффин Л. Ф.** О термической усталости сталей // Жаропрочные сплавы при изменяющихся температурах и напряжениях. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960. С. 188–258. [L. F. Coffin, "Thermal fatigue of steels", (in Russian), in digest "High-temperature alloys at varying temperatures and stresses". Moscow: Gosenergoizdat, 1960. pp. 188-258.]

8. **Дульнев Р. А., Котов П. И.** Термическая усталость металлов. М.: Машиностроение, 1980. 199 с. [R. A. Dulnev, P. I. Kotov, *Thermal fatigue of metals*, (in Russian). Moscow: Mashinostroenie, 1980.]

9. **Гецов Л. Б., Гугелев Б. М., Новикова Е. Г.** Практика тепловой микроскопии. М.: Наука 1976. С. 43–50. [L. B. Getsov, B. M. Gugelev, E. G. Novikova, *Practice of thermal microscopy*, (in Russian). Moscow: Nauka, 1976.]

10. **Метод** микроструктурного исследования повреждений в металлах при термической усталости / Л. Б. Гецов и др. // Заводская лаборатория. 1976. № 1. С. 836–840. [L. B. Getsov, et. al., "Method of microstructural investigation of damages in metals with thermal fatigue", (in Russian), in *Zavodskaya laboratoriya*, no. 1, pp. 836-840, 1976.]

11. **Rybnikov A. I., Getsov L. B.** New technique and results of thermal fatigue tests of superalloys and coatings // Proceedings of the sixth International congress on thermal stresses. Vienna, Austria, 2005. Vol. 1. P. 305-309. [A. I. Rybnikov, L. B. Getsov, "New technique and results of thermal fatigue tests of superalloys and coatings", in Proc. of the sixth International congress on thermal stresses. Vienna, Austria, vol. 1, pp. 305-309, 2005.]

12. **Баландин Ю. Ф.** Термическая усталость металлов в судовом энергомашиностроении. Л.: Судостроение, 1967. 271 с. [Yu. F. Balandin, *Thermal fatigue of metals in marine power engineering*, (in Russian). Leningrad: Sudostroenie, 1967.]

13. **Thermomechanical** fatigue behavior of a directionally solidified Ni-base superalloy / M. M. Shenoy, et. al. // Journal of Engineering Materials and Technology. 2005. Vol. 127. Pp. 325-336. [M. M. Shenoy, et. al., "Thermomechanical fatigue behavior of a directionally solidified Ni-base superalloy", in *Journal of Engineering Materials and Technology*, vol. 127, pp. 325-336, 2005.]

14. **Семенов А. С.** Идентификация параметров анизотропии феноменологического критерия пластичности монокристаллов на основе микромеханической модели // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Физико-мат. науки. 2014. № 2 (154). С. 15–29. [A. S. Semenov, "The identification of anisotropy parameters of phenomenological plasticity criterion for single crystals worked out on the micromechanical model basis", (in Russian), in *SPbGPU. Fiziko-mat. Nauki*, no. 2 (154), pp. 15-29, 2014.]

15. **Семенов А. С.** PANTOCRATOR – конечно-элементный программный комплекс, ориентированный на решение нелинейных задач механики // Труды V Межд. конф. «Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности констр. и методы их решения». СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003. С. 466–480. [A. S. Semenov, "PANTOCRATOR – the finite element program specialized on the non-linear problem solution", (in Russian), in *Proc. of the Vth Int. Conf. on scientific and engineering problems of predicting the reliability and service life of structures*. St.-Petersburg. 2003, pp. 466-480.]

16. **Магеррамова Л. А., Васильев Б. Е.** Влияние азимутальной ориентации монокристалла на напряженно-деформированное состояние и прочность лопаток высокотемпературных газовых турбин // Вестник УГАТУ. 2011. Т. 15, № 4 (44). С. 54–58. [L. A. Magerramova, B. E. Vasilyev, "Influence of the azimuthal orientation of a single crystal on the stress-strain state and strength of the blades of high-temperature gas turbines", (in Russian), in *Vestnik UGATU*, vol. 15, no. 4 (44), pp. 54-58, 2011.]

17. **Методика** определения длительной прочности охлаждаемых лопаток из монокристаллических жаропроч-

ных сплавов / Л. Б. Гецов и др. // Теплоэнергетика. 2017. № 4. С. 48–56. [L. B. Getsov, et. al., "Long-term strength determination for cooled blades made of monocrystalline superalloys", (in Russian), in *Teploenergetika*, no. 4, pp. 280-287, 2017.]

ОБ АВТОРАХ

СЕМЕНОВ Артем Семенович, доц. каф. Механика и процессы управления Санкт-Петербургского политехнического университета (СПбПУ). Дипл. инженер-механик-исследователь (ЛПИ, 1989). Канд. физико-математических наук по механике деформируемого твердого тела (СПбПУ, 1996). Иссл. в области теории пластичности, механики разрушения, механики связанных полей.

ГРИЩЕНКО Алексей Иванович, аспирант каф. Механика и процессы управления Санкт-Петербургского политехнического университета (СПбПУ). Дипл. магистр по напр. прикладная механика (СПбПУ, 2015). Иссл. в области теории пластичности, механики разрушения.

КОЛОТНИКОВ Михаил Ефимович, ген. конструктор АО «РЭП Холдинг». Дипл. гироскопические приборы и устройства (Моск. авиац. ин-т, 1977). Д-р техн. наук по прочности газотурбинных двигателей (СГАУ, 1995). Иссл. в обл. термочувствительности деталей энергоустановок.

ГЕЦОВ Леонид Борисович, главный научный сотрудник НПО ЦКТИ. Дипл. физик (ЛГУ, 1953), дипл. инженер-металловед и термической обработки металлов (ЛПИ, 1953). Д-р техн. наук по динамике, прочности машин, приборов и аппаратуры (ИПП, Киев, 1979). Иссл. в обл. материалов и прочности деталей энергоустановок.

METADATA

Title: Finite-element analysis of thermal fatigue of gas turbine blades. Part 2. Results of computations.

Authors: A. S. Semenov¹, A. I. Grishchenko², M. E. Kolotnikov³, L. B. Getsov⁴

Affiliation:

^{1,2} Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (SPbPU), Russia.

³ Joint-Stock Company "REP Holding", St. Petersburg, Russia.

⁴ Joint-Stock Company "I.I.Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment" (NPO CKTI), St. Petersburg, Russia.

Email: ¹ semenov.artem@googlemail.com,

³ mekolotnikov@mail.ru,

⁴ guetsov@yahoo.com

Language: Russian.

Source: Vestnik UGATU (scientific journal of Ufa State Aviation Technical University), vol. 23, no. 2 (84), pp. 61-74, 2019. ISSN 2225-2789 (Online), ISSN 1992-6502 (Print).

Abstract: The results of the thermocyclic durability analysis of samples for thermal fatigue tests and blades of gas turbines are obtained based on the use of the deformation criterion. In order to assess the accuracy of the thermal fatigue characteristics of the material an estimation of the inhomogeneity of the temperature fields, plastic deformations and stresses in the working part of samples of various types was made by

means of direct finite element modeling. The influence of the hardening and the fixing temperature of the sample on the width of the plastic hysteresis loop was studied. It is shown that holding at the maximal temperature of the cycle substantially reduces the number of cycles before the macrocrack initiation. The computation method for evaluation of the thermal fatigue strength of gas turbine blades from poly- and single-crystal superalloys is proposed.

Key words: thermal fatigue, gas turbine blades, single-crystal superalloys, plasticity, creep, experiment, modeling.

About authors:

SEMENOV, Artem Semenovich, Assoc. Prof. of Dept. of Mechanics and Control Processes of St. Petersburg Polytechnic University (SPbPU). Dipl. Mechanical Engineering (Leningrad Polytechnic Institute (LPI, 1989). PhD in solid body mechanics (St. Petersburg Polytechnic University, 1996). Research in the theory of plasticity, the fracture mechanics and the mechanics of coupled fields.

GRISHTCHENKO, Alexey Ivanovich, PhD student of Dept. of Mechanics and Control Processes of St. Petersburg Polytechnic University (SPbPU). Dipl. Master of applied mechanics (SPbPU, 2015). Research in the theory of plasticity, the fracture mechanics.

KOLOTNIKOV, Mihail Efimovich. General Designer of JSC "REP Holding", Dipl. gyroscopic instruments and devices (Moscow Aviation Institute, 1977), Doctor of Technical Sciences for the Strength of Gas Turbine Engines (SSU, Samara, 1995) Research in the region of thermal strength of power plants parts.

GETSOV, Leonid Borisovich, The main scientific employee of the JSC CKTI. Dipl. physicist (Leningrad State University, 1953), Dipl. Metal Engineer and Heat Treatment of Metals (LPI, 1953). Dr. Tech. sciences on dynamics, strength of machines, instruments and equipment (IPP, Kiev, 1979). Research. in the field of materials and strength of power plants parts.