

УДК 539.4, 621.438

## КОНЕЧНО-ЭЛЕМЕНТНЫЙ АНАЛИЗ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОЙ ПРОЧНОСТИ ЛОПАТОК ГАЗОВЫХ ТУРБИН

### ЧАСТЬ 1. МОДЕЛИ МАТЕРИАЛА, КРИТЕРИИ РАЗРУШЕНИЯ, ИДЕНТИФИКАЦИЯ ПАРАМЕТРОВ

А. С. СЕМЕНОВ<sup>1</sup>, А. И. ГРИЩЕНКО<sup>2</sup>, М. Е. КОЛОТНИКОВ<sup>3</sup>, Л. Б. ГЕЦОВ<sup>4</sup>

<sup>1</sup>semenov.artem@googlemail.com, <sup>3</sup>mekolotnikov@mail.ru, <sup>4</sup>guetsov@yahoo.com

<sup>1,2</sup> ФГБОУ ВО «Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого» (СПбПУ)

<sup>3</sup> АО «РЭП Холдинг», Санкт-Петербург

<sup>4</sup> НПО ЦКТИ, Санкт-Петербург

Поступила в редакцию 25.09.2018

**Аннотация.** Предложена методика прогнозирования термоциклической долговечности лопаток газовых турбин с использованием четырехчленного деформационного критерия разрушения на основе результатов прямого конечно-элементного моделирования процессов циклического термомеханического нагружения. При проведении расчетов используются уточненные модели неупругого деформирования жаропрочных моно- и поликристаллических материалов. Анализируются результаты испытаний на термоциклическую прочность образцов различной конструкции. Разработана методология использования результатов испытаний на термическую усталость для расчетного определения термоциклической прочности лопаток газовых турбин, изготовленных из поликристаллических и монокристаллических жаропрочных сплавов.

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

### ВВЕДЕНИЕ

При оценке запасов термоциклической прочности [1–4] лопаток газовых турбин возникает целый ряд проблем, решению которых на основе 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, посвящено содержание настоящей статьи.

Для корректной оценки термоциклической долговечности лопаток необходимо

решить ряд задач: определение нестационарных температурных полей, вызывающих термоциклические нагрузки в лопатках; определение нестационарного неоднородного напряженно-деформированного состояния (НДС) с учетом накопленных деформаций пластичности и ползучести; определение размаха эквивалентных неупругих деформаций в лопатках за цикл при непропорциональном нагружении; экспериментальное определение критического размаха деформаций, вызывающего образование магистральной трещины в лопатках из заданного материала при заданных значениях  $T_{\max}$  и  $T_{\min}$  цикла.

Вопросам расчетного определения нестационарных температурных полей в лопатках были посвящены ряд работ

[1, 5, 6 и др.], в которых описаны методики решения задач применительно к рабочим и сопловым лопаткам ГТУ разного назначения.

Достоверный анализ НДС и оценка длительной прочности лопаток газовых турбин при сложном переменном термоциклическом нагружении требует использования уточненных моделей деформирования с усложненными реологическими свойствами. При анализе НДС монокристаллических лопаток наиболее рационально использовать в расчетах микромеханические (кристаллографические, физические, континуально дислокационные) модели неупругого деформирования монокристаллов [7–11], учитывающие наличие систем скольжения и их взаимное влияние. Однако их применение требует разработки специального программного обеспечения, поскольку в широко распространенных современных универсальных коммерческих конечно-элементных (КЭ) комплексах подобные модели отсутствуют. В качестве альтернативного подхода могут рассматриваться различные феноменологические модели неупругого деформирования материала [8, 10, 12–15].

Ключевую роль при анализе термоусталостной прочности лопаток газовых турбин играет вид используемого критерия термоусталостного разрушения, варианты которого предложены в работах Коффина [16], Мэнсона [17], Гецова [4], Остергрена [18], Халфорда [19] и др. На практике широкое распространение получило уравнение универсальных наклонов Мэнсона с учетом асимметрии цикла [3]. В данной работе рассматривается четырехчленный деформационный критерий [4], обобщенный на случай монокристаллических материалов [9, 20].

При пропорциональном нагружении в режимах деформации, фигурирующий в критерии термоусталостного разрушения, вычисляется тривиально на основе разности максимального и минимального значения доминирующей компоненты. При непропорциональном нагружении в условиях переменного многоосного состояния, когда возможна ситуация роста одной компоненты тензора деформации и убывания другой, идентификация полциклов нагрузки/разгрузки и определение размаха эквивалентной деформации требует

специальных методов, основанных на введении нормы в пространстве компонент тензора деформаций и идентификации пиков по превышению критического угла излома траектории деформирования или по наличию локального максимума удаления от предыдущего пика [21]. При нерегулярных циклах для определения размаха деформаций требуется использование метода дождя или метода стока [1, 21].

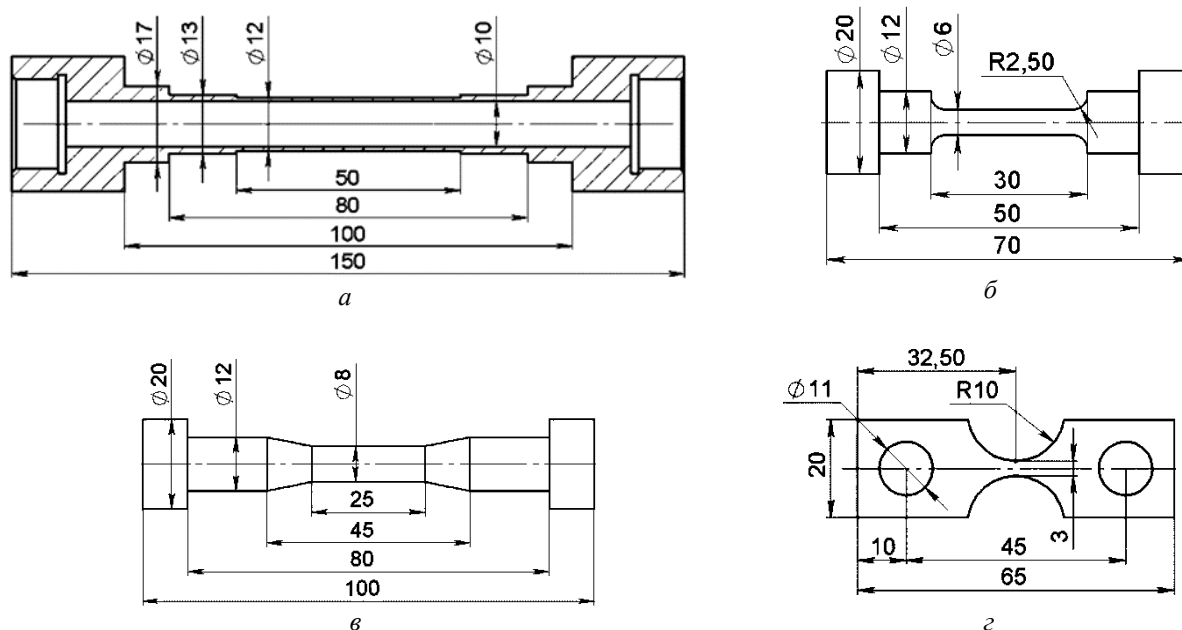
Также в статье представлены результаты анализа НДС образцов для термоусталостных испытаний различных видов, производится их сравнение и обсуждение возможности определения характеристик материала в условиях существенной неоднородности полей пластических деформаций в рабочей части образца.

Статья состоит из двух частей: в первой рассмотрены теоретические основы расчетов термоциклической прочности лопаток газовых турбин – дается описание используемых моделей поли- и монокристаллических материалов и критерия термоусталостного разрушения; во второй – представлены результаты КЭ расчетов образцов для термоусталостных испытаний и лопаток ГТУ.

#### **ОСОБЕННОСТИ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ХАРАКТЕРИСТИК МАТЕРИАЛА ПРИ ПРОВЕДЕНИИ ТЕРМОУСТАЛОСТНЫХ ИСПЫТАНИЙ**

Для определения характеристик материала критерия термоусталостного разрушения (условия зарождения магистральной трещины) наибольшее распространение получила методика испытаний закрепленного образца термоциклическим нагревом, предложенная Коффиным [2]. На практике применяются образцы для термоусталостных испытаний различного вида:

- трубчатые образцы [2, 3, 16] (рис. 1, а);
- цилиндрические образцы сплошного сечения [3] (рис. 1, б, в);
- плоские образцы с корсетной центральной частью [4] (рис. 1, г), испытываемые по методике, разработанной в ЦКТИ [22–24].



**Рис. 1.** Образцы для испытаний на термическую усталость: *а* – трубчатый образец [2, 3, 16]; *б* – укороченный цилиндрический образец сплошного сечения [3]; *в* – цилиндрический образец сплошного сечения с корсетной центральной частью [3]; *г* – плоский корсетный образец [4]

В этих испытаниях обычно измеряются величины осевых значений размаха перемещений за цикл. Для их использования в расчетах термоциклической прочности лопаток необходимо проанализировать условия, в которых проводились эксперименты, и рассчитать долговечность применительно к длительности цикла, реализуемой при эксплуатации лопаток.

Недостатком методики испытаний закрепленного образца термоциклическим нагревом является локализация пластической деформации в наиболее нагретой его центральной части, а также прогрессирующее несимметричное формоизменение при повышенных уровнях термомеханического воздействия. Это приводит к существенной неоднородности полей пластических деформаций и напряжений в рабочей части образца, что существенно осложняет интерпретацию определяемых характеристик материала.

Для решения указанной проблемы в данной работе использовался подход прямого КЭ моделирования нестационарных процессов неупругого деформирования конкретных образцов с учетом оснастки в условиях циклического термоэлектрического воздействия, приближенных к реальным. Для уточненного

определения распределения полей температур по пространству и во времени решалась нестационарная связанная термоэлектрическая задача в трехмерной постановке.

Результаты экспериментов и проведенных расчетов показали, что для рассмотренных выше видов образцов (рис. 1, *а–г*) в рабочей части наблюдаются различные градиенты температур (рис. 2, *а–г*), градиенты пластических деформаций и относительные размеры области их локализаций в рабочей части образца.

Вместе с тем следует отметить, что пользоваться результатами испытаний образцов для оценки долговечности деталей двигателя, работающих в условиях малоциклового неизотермического нагружения, нужно с определенной осторожностью в связи с некоторыми особенностями этих испытаний:

- в испытаниях образцов при достижении максимальной температуры в цикле в них реализуются наибольшие напряжения сжатия, а при охлаждении возникают напряжения растяжения. В реальных деталях соотношения между фазами изменения напряжений и температурами могут быть другими, вплоть до обратных;

- при испытаниях образцов без концентраторов реализуется пропорциональное нагружение, приводящее к одноосному напряженному состоянию, в детали же оно может быть непропорциональным и, как правило, является сложным;

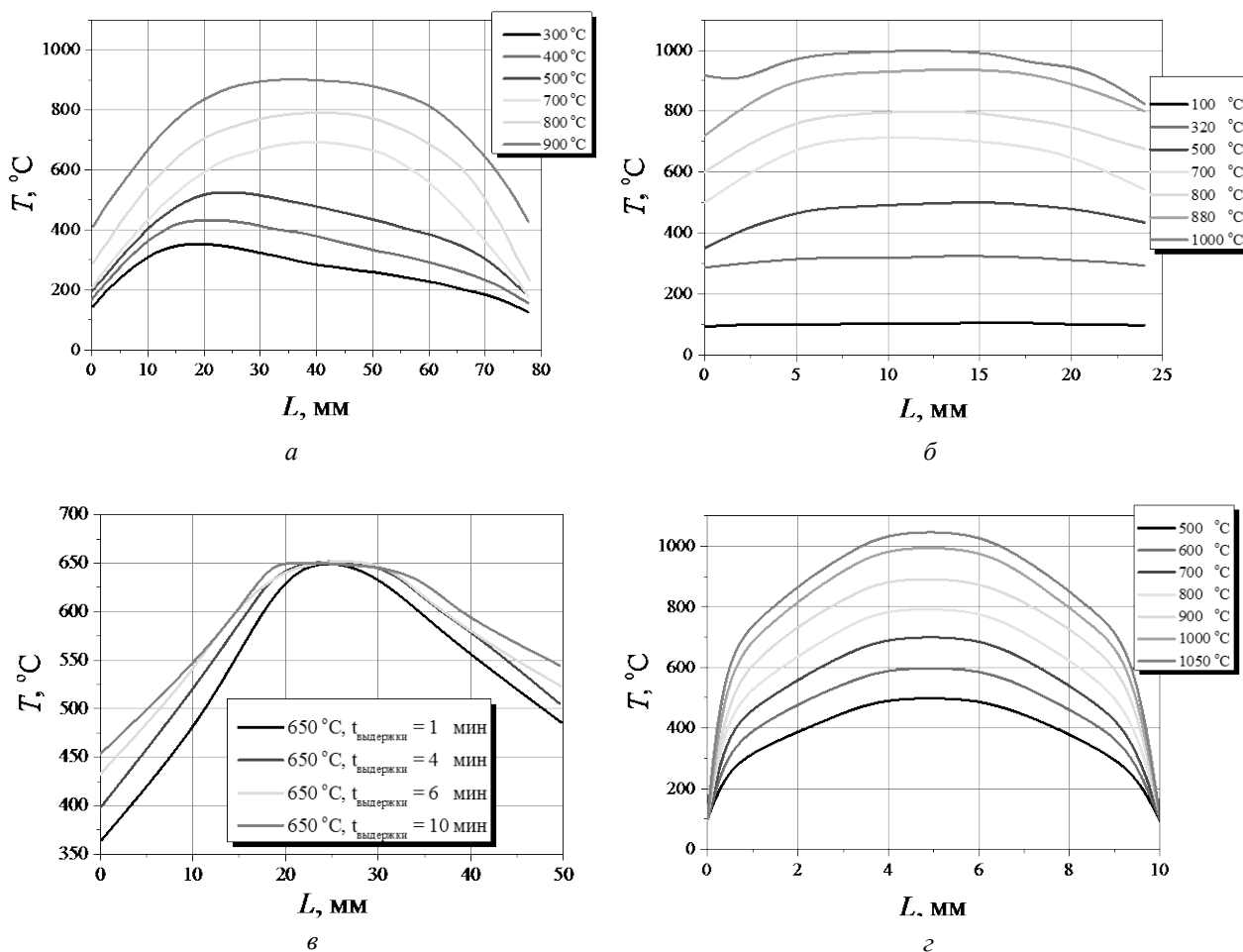
- при испытании образцов размахи деформаций в цикле испытаний измеряются с использованием специальных измерительных устройств, в то время как в расчетной точке детали размахи напряжений и деформаций вычисляются с использованием тех или иных моделей поведения материала на основе расчетных температурных полей;

- технология изготовления испытываемых образцов и деталей различна, у образцов она не несет в себе в полной мере той технологической наследственности, что деталь, прошедшая полный технологический цикл ее изготовления;

- в настоящее время нельзя утверждать, что особенности циклической неустойчивости материалов при разных температурах адекватно описываются используемыми в расчетах НДС образцов и лопаток моделях деформирования материалов;

- испытания образцов производятся обычно в чистом воздухе (см. рис. 1, а-в) и в вакууме (см. рис. 1, г) и, таким образом, не учитывают коррозионных повреждений поверхности, имеющих место при эксплуатации лопаток;

- реальные нестационарные режимы эксплуатации лопаток обычно в расчетах заменяют эксплуатационной моделью, состоящей из температурных циклов, параметры которых и используются для назначения режимов испытаний образцов.



**Рис. 2.** Распределение полей температур вдоль оси образцов при различных максимальных температурах нагрева: а – трубчатый образец [2, 3, 16] (см. рис. 1, а); б – укороченный цилиндрический образец сплошного сечения [3] (см. рис. 1, б); в – цилиндрический образец сплошного сечения с корсетной центральной частью [3] (см. рис. 1, в); г – плоский корсетный образец [4] (см. рис. 1, г)

Нередко обсуждается также вопрос о влиянии метода нагрева в испытаниях на результаты. По мнению авторов, нет оснований полагать наличие такого влияния на стадии до образования магистральной трещины. Что касается условий разрушения образцов, как показали испытания на термическую усталость и ползучесть [25, 26], отличий в результатах при нагреве внешними источниками и пропуском тока обнаружено не было.

К сожалению, данные о сопротивлении термической усталости монокристаллических материалов определяются в основном для кристаллографической ориентации (КГО), близкой к [001], а для расчетов НДС лопаток из этих сплавов используются данные по ползучести и сопротивлению деформированию тоже для этой КГО, т.к. экспериментальные данные для других КГО обычно имеются в крайне ограниченном количестве.

#### МОДЕЛИ ДЕФОРМИРОВАНИЯ, ИСПОЛЬЗУЕМЫЕ В РАСЧЕТАХ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ЛОПАТОК

Определяющие уравнения линейно-упругого анизотропного материала для случая кубической симметрии, записанные в осях собственной анизотропии [100], [010] и [001], имеют вид:

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_{11} \\ \varepsilon_{22} \\ \varepsilon_{33} \\ \varepsilon_{12} \\ \varepsilon_{23} \\ \varepsilon_{31} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} C_{11} & C_{12} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{11} & C_{12} & 0 & 0 & 0 \\ C_{12} & C_{12} & C_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{44} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{33} \\ \sigma_{12} \\ \sigma_{23} \\ \sigma_{31} \end{Bmatrix}, \quad (1)$$

где модули упругой податливости  $C_{11} = 1/E_1$ ,  $C_{12} = -\nu_{12}/E_1$ ,  $C_{44} = 0.5/G_{12}$  определяются тремя упругими параметрами  $E_1 = E_{[001]}$ ,  $\nu_{12}$  и  $G_{12}$ , которые являются независимыми в отличие от случая изотропного материала, для которого имеется связь  $E_1 = 2G_{12}(1 + \nu_{12})$  и справедливо равенство  $C_{44} = C_{11} - C_{12}$ .

С использованием обозначений прямого тензорного исчисления определяющие урав-

нения (1) могут быть переписаны в виде, инвариантном к выбору системы координат:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = {}^4\mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\sigma}, \quad (2)$$

где  $\boldsymbol{\varepsilon}$  – тензор деформаций;  $\boldsymbol{\sigma}$  – тензор напряжений;  ${}^4\mathbf{C}$  – тензор упругих податливостей 4-го ранга;  $(\cdot)$  – обозначает операцию двойного скалярного произведения или свертки:  ${}^4\mathbf{C} \cdot \boldsymbol{\sigma} = C_{ijkl} \sigma_{kl}$ . Матрица упругих податливостей  $[\mathbf{C}]$ , соответствующая  ${}^4\mathbf{C}$ , является симметричной, и в осях собственной анизотропии имеет только 12 ненулевых компонент (см. (1)). В произвольном (повернутом) базисе, отличном от базиса собственной анизотропии (у которого базисные орты, совпадают с ребрами кристаллической решетки [100], [010] и [001]), матрица  $[\mathbf{C}]$  не будет содержать в общем случае нулевых компонент.

При формулировке феноменологических моделей неупругого деформирования монокристалл рассматривается как анизотропная сплошная среда, учитывающая исходную и деформационную анизотропию. В качестве простейшего варианта формулировки функции нагружения может быть использован критерий Хилла, основанный на задании квадратичной формы в пространстве напряжений [8, 9]:

$$f = \sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot (\mathbf{s} - \mathbf{X})} - R - \sigma_T = 0, \quad (3)$$

где  $\mathbf{s} = \boldsymbol{\sigma} - \frac{1}{3} \mathbf{1} \text{tr} \boldsymbol{\sigma}$  – девиатор тензора напряжений;  $\mathbf{1}$  – единичный тензор;  $\mathbf{X}$  – тензор микронапряжений, определяющий местоположение центра поверхности нагружения,  ${}^4\mathbf{M}$  – тензор четвертого ранга, характеризующий анизотропию поверхности нагружения. В случае изотропного тензора  ${}^4\mathbf{M}$  критерий (3) переходит в критерий Мизеса. Альтернативные (более сложные) варианты критерия (3) представлены в работах [9, 27 и др.].

Скорость неупругой (пластической) деформации  $\mathbf{d}^p$  в феноменологической теории определяется на основе ассоциированного закона:

$$\mathbf{d}^p = \dot{p} \frac{\partial f}{\partial \boldsymbol{\sigma}}, \quad (4)$$

где для вычисления скалярного множителя  $\dot{p}$  используются выражения:

- для вязкоупругой модели:

$$\dot{p} = A(\mathbf{s} \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot \mathbf{s})^{n/2} p^m, \quad (5a)$$

- для вязкопластической модели:

$$\dot{p} = \left\langle \frac{\sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot (\mathbf{s} - \mathbf{X})} - R - \sigma_T}{K} \right\rangle^n, \quad (5б)$$

- для упругопластической модели:

$$\dot{p} = \begin{cases} \left( \frac{dR}{dp} \right)^{-1} \frac{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot (\dot{\mathbf{s}} - \dot{\mathbf{X}})}{\sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot (\mathbf{s} - \mathbf{X})}} & \text{для } \sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot (\mathbf{s} - \mathbf{X})} - R - \sigma_T = 0 \\ 0 & \text{для } \sqrt{(\mathbf{s} - \mathbf{X}) \cdot \cdot {}^4\mathbf{M} \cdot \cdot (\mathbf{s} - \mathbf{X})} - R - \sigma_T < 0. \end{cases} \quad (5в)$$

В выражении (5б) использованы скобки

$$\langle x \rangle = \begin{cases} x, & x \geq 0 \\ 0, & x < 0. \end{cases}$$

Внутренние переменные, характеризующие нелинейное изотропное и нелинейное кинематическое упрочнение, определяются равенствами:

$$R = bQr, \quad \dot{r} = (1 - br)\dot{p}, \quad (6a)$$

$$\mathbf{X} = {}^4\mathbf{N} \cdot \cdot \mathbf{x}, \quad \overset{\nabla}{\mathbf{x}} = \mathbf{d}^p - {}^4\mathbf{L} \cdot \cdot \overset{\nabla}{\mathbf{x}}\dot{p}, \quad (6б)$$

где символом  $\overset{\nabla}{(\ )}$  обозначена производная Яумана. В случае малых деформаций она совпадает с производной по времени.

Учет нелинейного кинематического упрочнения актуален при анализе процессов циклического деформирования с несимметричным циклом нагружения. При монотонном нагружении можно ограничиться учетом только изотропного упрочнения, т.е. принять  ${}^4\mathbf{N} = {}^4\mathbf{L} = \mathbf{0}$ , и как следствие этого  $\mathbf{X} = \mathbf{0}$ .

В уравнениях (5)–(6)  $A, n, m, \sigma_T, K, b, Q$  – константы материала (допускающие зависимость от температуры). Для кубической группы симметрии кристалла тензоры  ${}^4\mathbf{M}$ ,  ${}^4\mathbf{N}$ ,  ${}^4\mathbf{L}$  в системе координат, связанной с кристаллографическим базисом, имеют структуру, аналогичную матрице упругих податливостей  $[\mathbf{C}]$  (см. (1)), характеризующуюся только тремя константами (для  ${}^4\mathbf{M}$  это  $M_{11}, M_{12}$  и  $M_{44}$ ):

$$[\mathbf{M}] = \begin{bmatrix} M_{11} & M_{12} & M_{12} & 0 & 0 & 0 \\ M_{12} & M_{11} & M_{12} & 0 & 0 & 0 \\ M_{12} & M_{12} & M_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & M_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & M_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & M_{44} \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Учитывая, что в критерии (3) производится свертка  ${}^4\mathbf{M}$  с девиаторами, а также выбирая  $\sigma_T$  равным пределу текучести при нагружении вдоль оси  $\langle 001 \rangle$  (что приводит к равенству  $M_{11} - M_{12} = 1$ ), для формулировки критерия (3) достаточно задать только одну дополнительную константу  $M_{44}$  [9]. Константа  $M_{44}$  может быть найдена из опытов на растяжение при двух произвольных несовпадающих ориентациях. Например, на основе данных о пределах текучести при ориентациях  $\langle 001 \rangle$  и  $\langle 111 \rangle$

$$M_{44} = 3 \left( \frac{\sigma_{T\langle 001 \rangle}}{\sigma_{T\langle 111 \rangle}} \right)^2 - 1. \quad (8)$$

При многоосном непропорциональном нагружении следует использовать более сложные модели неупругого деформирования [28 и др.], однако для рассматриваемого случая нагружения с малыми кривизнами траектории деформирования вариант вычисления тензора скорости пластической деформации (4) является достаточным.

При использовании *микромеханических* (физических, кристаллографических, континуально дислокационных) моделей материала [7, 8, 29–31] предполагается, что пластическое течение осуществляется как результат возможного скольжения в  $N$  системах скольжения, характеризующихся нормалью к  $\alpha$ -й плоскости скольжения  $n^\alpha$  и направлением скольжения  $l^\alpha$  ( $\alpha = 1, \dots, N$ ). Для рассматриваемого случая монокристаллов с кубической гранецентрированной решеткой при учете только октаэдрических систем скольжения  $N = 12$  скорость неупругой (пластической) деформации определяется равенством:

$$\mathbf{d}^p = \sum_{\alpha=1}^N \dot{\gamma}^\alpha (l^\alpha n^\alpha)^S, \quad (9)$$

вводимым вместо (4). Для вычисления скорости сдвиговых деформаций  $\dot{\gamma}^\alpha$  в  $\alpha$ -й

системе скольжения используются выражения, аналогичные (5):

- для *вязкоупругой* модели:

$$\dot{\gamma}^\alpha = A |\tau^\alpha|^n (\gamma^\alpha)^m \operatorname{sign}(\tau^\alpha), \quad (10a)$$

- для *вязкопластической* модели:

$$\dot{\gamma}^\alpha = \left\langle \frac{|\tau^\alpha - X^\alpha| - R^\alpha - \tau_0}{K} \right\rangle^n \operatorname{sign}(\tau^\alpha - X^\alpha), \quad (10б)$$

- для *упругопластической* модели:

$$\dot{\gamma}^\alpha = \begin{cases} \left[ \frac{\partial R^\alpha}{\partial \gamma^\beta} \right]^{-1} (\dot{\tau}^\alpha - \dot{X}^\alpha) \operatorname{sign}(\tau^\alpha - X^\alpha) \\ \text{для } |\tau^\alpha - X^\alpha| - R^\alpha - \tau_0 = 0 \\ 0 \\ \text{для } |\tau^\alpha - X^\alpha| - R^\alpha - \tau_0 < 0. \end{cases}, \quad (10в)$$

где  $\tau^\alpha = \boldsymbol{\sigma} \cdot (\mathbf{l}^\alpha \mathbf{n}^\alpha)^S$  – касательные напряжения, приведенные к  $\alpha$ -й системе скольжения.

Внутренние переменные, характеризующие нелинейное изотропное и нелинейное кинематическое упрочнение, определяются равенствами:

$$R^\alpha = bQ \sum_\beta h^{\alpha\beta} r^{\alpha\beta}, \quad \dot{r}^\alpha = (1 - br^\alpha) \dot{\gamma}^\alpha, \quad (11a)$$

$$X^\alpha = Nx^\alpha, \quad \dot{x}^\alpha = [\operatorname{sign}(\tau^\alpha - X^\alpha) - Lx^\alpha] \dot{\gamma}^\alpha, \quad (11б)$$

Недиагональная структура матрицы изотропного упрочнения  $h^{\alpha\beta}$ , задаваемая в виде:

$$h^{\alpha\beta} = H[q + (1 - q)\delta_{ab}], \quad (12)$$

позволяет учесть перекрестное (латентное) упрочнение [32] путем введения в рассмотрение взаимного влияния различных систем скольжения друг на друга. В уравнениях (10)–(12)  $A, n, m, \tau_0, K, b, Q, N, L, H, q$  – константы материала (допускающие зависимость от  $T$ ).

Феноменологические модели (4)–(6) реализованы в современных универсальных КЭ программах ANSYS, ABAQUS, MSC.MARC и др. При необходимости использования микромеханических моделей (9)–(12) в рам-

ках вышеназванных программных средств потребуется дополнительная программная реализация пользовательских моделей материала. Микромеханические модели материала реализованы в отечественном КЭ программном комплексе PANTOCRATOR [33].

### КРИТЕРИЙ ТЕРМОУСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ

На практике при проведении расчетов лопаток при термоциклическом нагружении обычно используют уравнение универсальных наклонов Мэнсона [3].

$$\Delta \varepsilon = \frac{3,5(\sigma_b - \sigma_m)}{E} N^{-0,12} + \varepsilon_r N^{-0,6}, \quad (13)$$

где параметрами, определяющими число циклов до зарождения макротрещины  $N$ , являются: размах деформаций за цикл  $\Delta \varepsilon$ , предел временного сопротивления  $\sigma_b$ , среднее напряжение в цикле  $\sigma_m$ , модуль Юнга  $E$ , предельная пластическая деформация при разрушении  $\varepsilon_r = \ln \frac{1}{1 - \psi}$ .

Однако, установлено, что ошибки определения долговечности при использовании (13) могут достигать несколько порядков [9, 34].

Использование четырехчленного деформационного критерия [4] позволяет добиться получения результатов расчета, адекватных реальным условиям накопления повреждений в лопатках при их эксплуатации или испытаниях.

Согласно четырехчленному деформационному критерию, используемому в предлагаемой методике, вместо (13) вводится условие достижения критической величины суммарной меры повреждений, описываемое следующим соотношением [4, 9]:

$$D = D_1(\Delta \varepsilon_{eq}^p) + D_2(\Delta \varepsilon_{eq}^c) + D_3(\varepsilon_{eq}^p) + D_4(\varepsilon_{eq}^c) = 1, \quad (14)$$

которое основывается на линейном суммировании повреждений, вызванных:

- *изменением пластической деформацией в пределах цикла*

$$D_1 = \sum_{i=1}^N \frac{(\Delta \varepsilon_{eqi}^p)^k}{C_1(T_i)}, \quad (15)$$

- *изменением деформаций ползучести в пределах цикла*

$$D_2 = \sum_{i=1}^N \frac{(\Delta \varepsilon_{eq}^c)^m}{C_2(T_i)}, \quad (16)$$

• *односторонне накопленной пластической деформацией*

$$D_3 = \max_{0 \leq t \leq t_{\max}} \frac{\varepsilon_{eq}^p}{\varepsilon_r^p(T)}, \quad (17)$$

• *односторонне накопленной деформацией ползучести*

$$D_4 = \max_{0 \leq t \leq t_{\max}} \frac{\varepsilon_{eq}^c}{\varepsilon_r^c(T)}, \quad (18)$$

где  $C_1, C_2, k, m, \varepsilon_r^p, \varepsilon_r^c$  – параметры материала, зависящие от температуры. Обычно принимают соотношения  $k=2, m=\frac{5}{4}$ ,  $C_1 = (\varepsilon_r^p)^k, C_2 = (\frac{3}{4} \varepsilon_r^c)^m$ . Консервативная оценка обеспечивается при принятии в  $C_1(T_i)$  минимальной температуры цикла. В случаях сложного напряженного состояния в настоящее время признано целесообразным проводить корректировку значений пластичности  $\varepsilon_r^p$  и  $\varepsilon_r^c$  по формулам Маккензи [35] и Махутова [36].

В качестве эквивалентной меры деформаций  $\varepsilon_{eq}$  для *поликристаллических* материалов в уравнениях (3)–(6) может использоваться интенсивность деформаций по Мизесу:

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{9} [(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2] + \frac{1}{3} (\gamma_{12}^2 + \gamma_{23}^2 + \gamma_{31}^2)}. \quad (19)$$

В случае *монокристаллических* материалов могут быть рассмотрены следующие нормы тензора деформаций, а именно:

• максимальная сдвиговая деформация в системе скольжения с нормалью к плоскости скольжения  $\mathbf{n}_{\langle 111 \rangle}$  и направлением скольжения  $\mathbf{l}_{\langle 011 \rangle}$ :

$$\begin{aligned} \varepsilon_{eq} &= \mathbf{n}^{(111)} \cdot \boldsymbol{\varepsilon} \cdot \mathbf{l}^{(011)} = \\ &= \sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^3 n_i^{(111)} \varepsilon_{ij} l_j^{(011)} = \\ &= n_x^{(111)} \varepsilon_{xx} l_x^{(011)} + n_x^{(111)} \varepsilon_{xy} l_y^{(011)} + n_x^{(111)} \varepsilon_{xz} l_z^{(011)} + \\ &+ n_y^{(111)} \varepsilon_{yx} l_x^{(011)} + n_y^{(111)} \varepsilon_{yy} l_y^{(011)} + n_y^{(111)} \varepsilon_{yz} l_z^{(011)} + \\ &+ n_z^{(111)} \varepsilon_{zx} l_x^{(011)} + n_z^{(111)} \varepsilon_{zy} l_y^{(011)} + n_z^{(111)} \varepsilon_{zz} l_z^{(011)} \end{aligned}, \quad (20)$$

• *интенсивность деформаций по Хиллу:*

$$\varepsilon_{eq} = \sqrt{\frac{2}{9} [(\varepsilon_{11} - \varepsilon_{22})^2 + (\varepsilon_{22} - \varepsilon_{33})^2 + (\varepsilon_{33} - \varepsilon_{11})^2] + \frac{1}{K_N} (\gamma_{12}^2 + \gamma_{23}^2 + \gamma_{31}^2)}, \quad (21)$$

• *максимальная деформация сдвига:*

$$\varepsilon_{eq} = \frac{1}{2} (\varepsilon_1 - \varepsilon_3). \quad (22)$$

Коэффициент  $K_N$  в формуле (21) определяется на основе соотношения, аналогичного (8)

$$K_N = 3 \left( \frac{\varepsilon_{r\langle 111 \rangle}}{\varepsilon_{r\langle 001 \rangle}} \right)^2.$$

Эквивалентная деформации (20) соответствует кристаллографической моде разрушения, а эквивалентные деформации (21)–(22) относятся к некристаллографической моде разрушения монокристаллов. Выбор наиболее подходящего варианта эквивалентной деформации для монокристаллических материалов зависит от кристаллографической ориентации (КГО) и режима испытания. Результаты сравнения различных мер деформации показали [9], что наиболее точный прогноз термоусталостной долговечности монокристаллических образцов из сплава ЖСЗ6 обеспечивает использование меры (20).

## ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В первой части статьи рассмотрены теоретические основы расчетов термоциклической прочности лопаток газовых турбин. Представлены модели неупругого деформирования поли- и монокристаллических материалов лопаток ГТУ. Рассмотрены вопросы прогнозирования термоциклической долговечности лопаток газовых турбин с использованием четырехчленного деформационного критерия термоусталостного разрушения.

Представленная на рис. 3 схема иллюстрирует место рассмотренных моделей материала и критерия термоусталостного разрушения в предлагаемой методике расчета термоциклической прочности лопаток ГТД из поли- и монокристаллических материалов. Результаты КЭ расчетов представлены во второй части статьи.



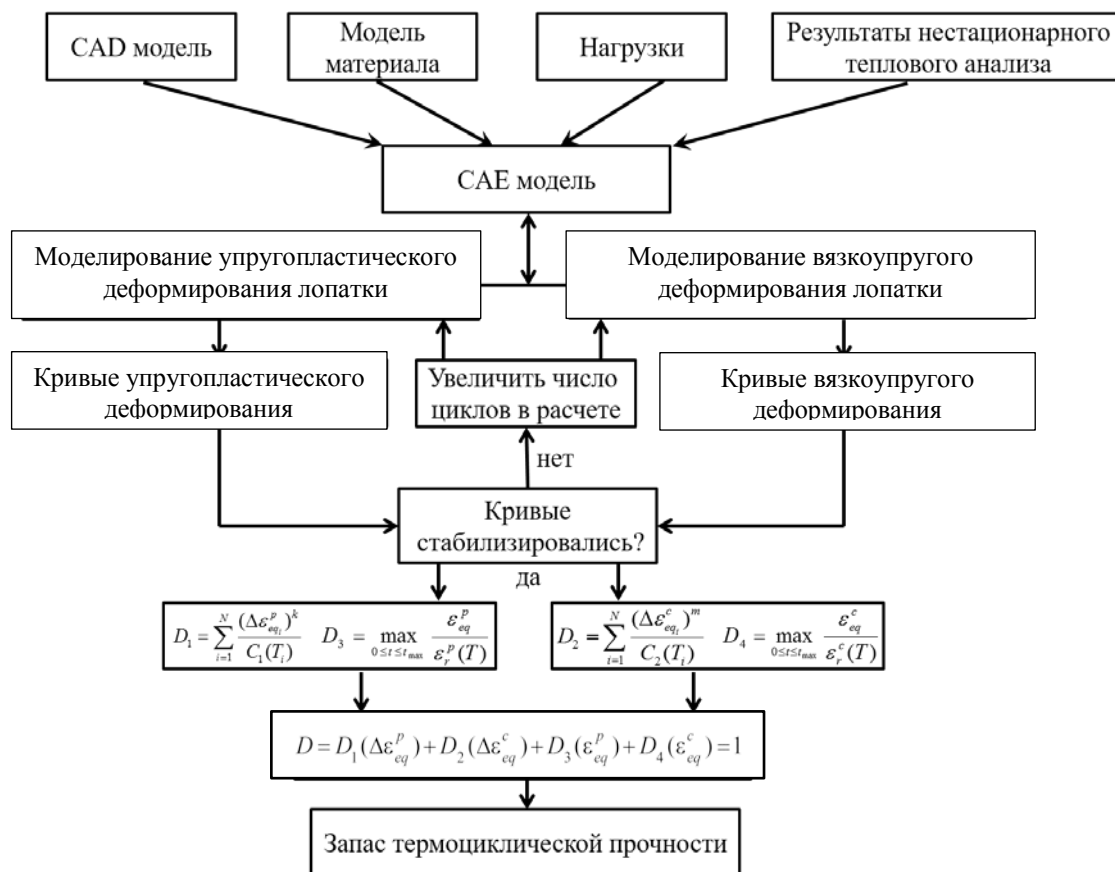


Рис. 3. Схема расчета термоциклической прочности лопаток ГТД

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Расчетное** определение ресурса рабочих и направляющих лопаток ГТУ. Часть 1. Поликристаллические материалы / Л. Б. Гецов и др. // Газотурбинные технологии. 2011, №7, С. 24–30. [L. B. Getsov, et. al., "Estimated determination of the resource of working and directing blades of GTE. Part 1. Polycrystalline materials", (in Russian), in *Gazoturbinnye tehnologii*, no. 7, pp. 24-30, 2011. ]

2. **Кoffин Л. Ф.** О термической усталости сталей // Жаропрочные сплавы при изменяющихся температурах и напряжениях. М.-Л.: Госэнергоиздат, 1960. С. 188–258. [L. F. Koffin, "Thermal fatigue of steels", (in Russian), in *Zharoprochnye splavy pri izmenyayushchihsy temperaturah i napryazheniyah*. Moscow: Gosenergoizdat, pp. 188-258, 1960. ]

3. **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. ]

4. **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 "Izdatel'skiy dom Gazoturbinnye tehnologii", 2010. ]

5. **Кортиков Н. Н., Кривоносова В. В.** Зависимости для расчета гидравлического сопротивления и интенсифи-

кации теплообмена в каналах со столбиками-турбулизаторами и вихревой матрицей // Научно-технические ведомости СПбГПУ. Наука и образование. 2012, № 3-2(154). С. 178–184. [N. N. Kortikov, V. V. Krivososova, "Dependences for calculation of hydraulic resistance and heat exchange intensification in channels with columns-turbulators and vortex matrix", (in Russian), in *Nauchno-tekhnicheskie vedomosti SPbGPU. Nauka i obrazovanie*, no. 3-2(154), pp. 178-184, 2012. ]

6. **Харьковский С. В.** Современные подходы к моделированию нестационарного теплогидравлического состояния высокотемпературных турбин // Высокотемпературные газовые турбины. Труды ЦИАМ № 1342. М., 2010, С. 139–146. [S. V. Kharkovsky, "Modern approaches to modeling the non-stationary thermal-hydraulic state of high-temperature turbines", (in Russian), in *Vysokotemperaturnye gazovye turbiny. Trudy CIAM № 1342*, pp 139-146, 2010. ]

7. **Cailletaud G.** A micromechanical approach to inelastic behaviour of metals // International Journal of Plasticity. 1992. Vol. 8. no. 1, pp. 55–73. [G. Cailletaud, "A micromechanical approach to inelastic behaviour of metals", in *International Journal of Plasticity*, vol. 8. no. 1, pp. 55-73, 1992. ]

8. **Non-Linear Mechanics of Materials.** Springer / J. Besson, et. al. // Series: Solid Mechanics and Its Applications. Vol. 167, 2009. [J Besson, et. al., *Non-Linear Mechanics of Materials*. Springer. Series: Solid Mechanics and Its Applications, vol. 167, 2009. ]

9. **Семенов А. С., Гецов Л. Б.** Критерии термоусталостного разрушения монокристаллических жаропрочных сплавов и методы определения их параметров // Проблемы прочности. 2014, № 1. С. 50–62. [A. S. Semenov, L. B. Getsov, "Thermal fatigue fracture criteria of single crystal heat-resistant alloys and methods for identification of their parameters", (in Russian), in *Problemy prochnosti*, no. 1, pp. 50-62, 2014. ]
10. **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 *Nauchno-tekhicheskie ведомosti SPbG-PU. Fiziko-mat. nauki*, no. 2 (154), pp. 15-29, 2014. ]
11. **Grishchenko A. I., Semenov A. S., Getsov L. B.** Modeling inelastic deformation of single crystal superalloys with account of  $\gamma / \gamma'$  phases evolution // *Materials Physics and Mechanics*. 2015. Vol. 24. no. 3, P. 325–330. [A. I. Grishchenko, A. S. Semenov, L. B. Getsov, "Modeling inelastic deformation of single crystal superalloys with account of  $\gamma / \gamma'$  phases evolution", in *Materials Physics and Mechanics*, vol. 24. no. 3, pp. 325-330, 2015. ]
12. **Nouailhas D., Freed A. D.** A viscoplastic theory for anisotropic materials // *J. Eng. Mater. Technol.* 1992. Vol. 114, no. 1, pp. 97–104. [D. Nouailhas, A. D. Freed, "A viscoplastic theory for anisotropic materials", in *J. Eng. Mater. Technol.*, vol. 114, p. 1, pp. 97-104, 1992. ]
13. **Choi S. H., Krempl E.** Viscoplasticity theory based on overstress applied to the modeling of cubic single crystals // *European J. of Mechanics-A. Solids*. 1989. Vol. 8, no. 2, pp. 219–233. [S. H. Choi, E. Krempl, "Viscoplasticity theory based on overstress applied to the modeling of cubic single crystals", in *European J. of Mechanics-A. Solids*, vol. 8, no. 2, pp. 219-233, 1989. ]
14. **Расчетное** определение ресурса рабочих и направляющих лопаток ГТУ. Ч. 2. Монокристаллические материалы / Л. Б. Гецов и др. // Газотурбинные технологии. 2011. № 8. С. 18–25. [L. B. Getsov, V. E. Mikhailov, et. al., "Estimated determination of the resource of working and directing blades of GTE. Part 2. Singlecrystals materials", (in Russian), in *Gazoturbinnie technologiii*, no. 8, pp. 18-25, 2011. ]
15. **Васильев Б. Е.** Расчетное исследование влияния анизотропии характеристик материала на прочность монокристаллических лопаток турбин с помощью разработанной модели ползучести // Наука и Образование. МГТУ им. Н. Э. Баумана. Электрон. журн. 2015, № 5. С. 281–296. [B. E. Vasilyev, "Numerical study of the material characteristics anisotropy influence on the single-crystal turbine blades strength using a developed creep model", (in Russian), in *Nauka i obrazovanie MG TU im. N. E. Bauman. Electron. zhurnal*, no. 5, pp. 281-296, 2015. ]
16. **Coffin L. F.** A Study of Cyclic-thermal Stress in Ductile Metal // *Journal of Pressure Vessel Technology, Transaction of the ASME*. 1954. Vol. 76. P. 931–950. [L. F. Coffin, "A Study of Cyclic-thermal Stress in Ductile Metal", in *Journal of Pressure Vessel Technology, Transaction of the ASME*, vol. 76. pp. 931-950, 1954. ]
17. **Manson S. S.**, Thermal stresses and low cycle fatigue, New York: McGraw-Hill, 1966. [S. S. Manson, *Thermal stresses and low cycle fatigue*. New York: McGraw Hill, 1966. ]
18. **Ostergren W. J.** A damage function and associated failure equations for predicting hold time and frequency effects in elevated temperature low cycle fatigue // *J. Testing & Evaluation*. 1976. Vol. 4, P. 327-339. [W. J. Ostergren, "A damage function and associated failure equations for predicting hold time and frequency effects in elevated temperature low cycle fatigue" in *J. Testing & Evaluation*, vol. 4, pp. 327-339, 1976. ]
19. **Halford G. R., Saltsman J. F., Hirschberg M. H.** Ductility-normalized strain range. Partitioning life relations for creep-fatigue life predictions. NASA TM-73737. 1977. [G. R. Halford, J. F. Saltsman, M. H. Hirschberg, "Ductility-normalized strain range. partitioning life relations for creep-fatigue life predictions". NASA TM-73737. 1977. ]
20. **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 *Trudi NPO CKTI. Prochnost' materialov i resurs elementov energooborudovaniya*, no. 296, pp. 83-91, 2009. ]
21. **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., "Features of the calculated determination of static and thermocyclic strength of the cooled GTU blades", (in Russian), in *Tyazheloe mashinostroenie*, no. 3, pp. 11-21, 2011. ]
22. **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. ]
23. **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. ]
24. **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, 2005, vol. 1, pp. 305-309*. ]
25. **Бычков Н. Г., Лаврентьева М. А., Феофанова А. П.** Установка для термомеханического нагружения образцов // Заводская лаборатория. 1991, № 12, С. 57–58. [N. G. Bychkov, M. A. Lavrenteva, A. P. Feofanova, "Installation for thermomechanical loading of specimens", (in Russian), in *Zavodskaya laboratoriya*, no 12, pp. 57-58, 1991. ]
26. **Гецов Л. Б., Кузема Ю. А., Таубина М. Г.** Длительная прочность и сопротивление ползучести сплавов при циклически меняющейся температуре // Оптимизация металлургических процессов. Вып.4. М.: Металлургия 1970, С. 439–450. [L. B. Getsov, Yu. A. Kuzema, M. G. Taubina, "Long-term strength and creep resistance of alloys at a cyclically varying temperature", (in Russian), in digest "Optimization of metallurgical processes. Issue 4". Moscow: Metallurgy, 1970, pp. 439-450. ]

27. **Desmorat R., Marull R.** Non-quadratic Kelvin modes based plasticity criteria for anisotropic materials. *Int. Journal of Plasticity*. 2011. Vol. 27, pp. 328–351. [R. Desmorat, R. Marull, “Non-quadratic Kelvin modes based plasticity criteria for anisotropic materials”, in *Int. Journal of Plasticity*, vol. 27, pp. 328–351, 2011. ]

28. **Мельников Б. Е., Семенов А. С., Семенов С. Г.** Многомодельный анализ упругопластического деформирования материалов и конструкций. Современное состояние // Труды ЦНИИ им. акад. А. Н. Крылова. 2010, № 53. С. 85–92. [B. E. Melnikov, A. S. Semenov, S. G. Semenov, “Multi-model analysis of elastoplastic deformation of materials and structures. Current state”, (in Russian), in *Trudi CNII im. Acad. A. N. Krylova*, no. 53, pp. 85–92, 2010. ]

29. **Asaro R. J.** Crystal plasticity // *Journal of Applied Mechanics* 1983. Vol. 50. no. 4b, pp. 921–934. [R. J. Asaro, “Crystal plasticity”, in *Journal of Applied Mechanics*, vol. 50, no. 4b, pp. 921–934, 1983. ]

30. **Линь Т. Г.** Физическая теория пластичности // Проблемы теории пластичности. Сер. Новое в зарубежной механике. Вып. 7. М.: Мир, 1976. С. 7–68. [T. G. Leen, “The physical theory of plasticity”, (in Russian), in *Problemi teoriplastichnosti. Novoe v zarubezhnoi mehanike*. Moscow: Mir, 1976. ]

31. **Трусов П. В., Волегов П. С., Кондратьев Н. С.** Физические теории пластичности. Пермь, 2013. 244 с. [P. V. Trusov, P. S. Volegov, N. S. Kondratyev, *The physical theory of plasticity*, (in Russian). Perm, 2013. ]

32. **Kocks U. F., Brown T. J.** Latent hardening in aluminium // *Acta Metall.* 1966. Vol. 14, pp. 87–98. [U. F. Kocks, T. J. Brown, “Latent hardening in aluminium”, in *Acta Metall*, vol. 14, pp. 87–98, 1966. ]

33. **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 international conference on scientific and engineering problems of predicting the reliability and service life of structures*. St.-Petersburg, 2003, pp. 466–480. ]

34. **Guetsov L. B., Semenov A. S., Ignatovich I. A.** Thermal fatigue analysis of turbine discs on the base of deformation criterion // *Int Journal of Fatigue*. 2017, Vol. 97, pp. 88–97. [L. B. Guetsov, A. S. Semenov, I. A. Ignatovich, “Thermal fatigue analysis of turbine discs on the base of deformation criterion”, in *Int Journal of Fatigue*, vol. 97, pp. 88–97, 2017. ]

35. **Hancock J. W., Mackenzie A. C.** On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states // *J Mech. Phys. Solids*. 1976, Vol. 24, P. 147–169. [J. W. Hancock, A. C. Mackenzie, “On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states”, in *J Mech. Phys. Solids*, vol. 24, pp. 147–169, 1976. ]

36. **Махутов Н. А.** Деформационный критерий разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. М.: Машиностроение, 1981, 272 с. [N. A. Mahutov, *The deformation criterion and calculation of structural elements for strength*, (in Russian). Moscow: Mashinostroenie, 1981. ]

## ОБ АВТОРАХ

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

**ГРИЦЕНКО 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. термпрочности деталей энергоустановок.

**ГЕЦОВ Леонид Борисович**, гл. науч. сотр. 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. Semenov<sup>1</sup>, A. I. Grishchenko<sup>2</sup>, M. E. Kolotnikov<sup>3</sup>, L. B. Getsov<sup>4</sup>

**Affiliation:**

<sup>1</sup> Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University (SPbPU), Russia.

<sup>2</sup> Joint-Stock Company “REP Holding”, St. Petersburg, Russia.

<sup>3</sup> Joint-Stock Company “I.I.Polzunov Scientific and Development Association on Research and Design of Power Equipment”(NPO CKTI), St. Petersburg, Russia.

**Email:** <sup>1</sup>semenov.artem@googlemail.com, <sup>3</sup>mekolotnikov@mail.ru, <sup>4</sup>guetsov@yahoo.com

**Language:** Russian.

**Source:** Vestnik UGATU (scientific journal of Ufa State Aviation Technical University), vol. 23, no. 1 (83), pp. 70–81, 2019. ISSN 2225-2789 (Online), ISSN 1992-6502 (Print).

**Abstract:** The method for predicting the thermal fatigue durability of gas turbine blades using a four-term deformation criterion based on the results of direct finite element modeling of cyclic thermomechanical loading processes. In computations the improved models of inelastic deformation of mono- and polycrystalline superalloys are used. The results of thermal fatigue tests of samples of various designs are analyzed. A methodology for using the results of thermal fatigue tests for the determination of the thermal fatigue strength of gas turbine blades from polycrystalline and single crystal superalloys has been developed.

**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.

**GRISCHTCHENKO, 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.