

УДК 620.10

*Ю.С. Воробьев, Л.Б. Гецов,
Б.Е. Мельников, А.С. Семенов*

**ПРОБЛЕМЫ ВИБРАЦИОННОГО СОСТОЯНИЯ ФУНДАМЕНТОВ,
СЕЙСМОСТОЙКОСТИ И ПРОЧНОСТИ ТУРБОМАШИН**
Часть 2

*Yu.S. Vorobiov, L.B. Getsov,
B.E. Melnikov, A.S. Semenov*

**VIBRATION PROBLEMS OF FOUNDATIONS, SEISMIC RESISTANCE
AND STRENGTH OF TURBOMACHINERY**
Part 2

Рассматривается ряд актуальных проблем современного энергомашиностроения, связанных с колебаниями единой системы «турбоагрегат — фундамент — основание», при нестационарных динамических воздействиях, возникающих при эксплуатации в случае ударных сотрясений из-за сейсмических воздействий на объекты энергетического машиностроения, а также статической и термоциклической прочностью и колебаниями лопаточного аппарата современных турбомашин. ФУНДАМЕНТ. КОЛЕБАНИЯ. КОРПУС ТУРБИНЫ. ЛОПАТКА. МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИЙ СПЛАВ. КРИТЕРИЙ РАЗРУШЕНИЯ.

The article considers a number of urgent problems of modern power-plant-related fluctuations in the single turbine system — pedestal — foundation, a non-stationary dynamic effects that occur at shock jolt in the case of seismic processes of power engineering facilities in operation, with questions related to static and thermal cycling resistance and vibrations advanced turbomachinery blading.

THE FOUNDATION OF THE UNIT. VIBRATION. TURBINE BLADE. SINGLE CRYSTAL ALLOY. FRACTURE CRITERION.

Проблемы вибрационного состояния фундаментов и сейсмостойкости турбомашин рассматривались в первой части статьи [1]. Вторая часть работы посвящена вопросам прочности турбомашин. Надежность эксплуатации современных турбомашин определяется прежде всего прочностью таких элементов, как диски и лопатки турбин. Несмотря на широкое применение монокристаллических сплавов на никелевой основе при изготовлении рабочих лопаток высокотемпературных газовых турбин, вопросы корректного определения их напряженно-деформированного состояния (НДС) и прочности при статическом, вибрационном и термоциклическом нагружении не нашли еще своего исчерпывающего решения и внедрения в практику проектирования ГТД. В данной статье представлен ряд результатов экспериментальных

и расчетных исследований усталостной и термоусталостной прочности монокристаллических сплавов на никелевой основе, выполненных на корсетных образцах и лопатках ГТУ. В числе особенностей неупругого поведения рассматриваемых сплавов, с одной стороны, значительно большая пластичность по сравнению с поликристаллическими сплавами с той же степенью легирования, с другой стороны, влияние кристаллографической ориентации (КГО) на разнообразные свойства монокристаллических сплавов, что заметно усложняет процедуру решения краевых задач и оценку прочности и долговечности.

В современных высокотемпературных газотурбинных двигателях используются лопатки турбин, отливаемые методом направленной кристаллизации и монокристаллического литья [2].

Основными достоинствами получаемых таким способом сплавов являются увеличенное сопротивление высокотемпературной ползучести за счет исключения границ между зёрнами и уменьшенная по сравнению с обычными материалами с равноосной структурой величина модуля упругости в кристаллографическом направлении $\langle 001 \rangle$, что значительно снижает термические напряжения и увеличивает сопротивление малоциклового усталости. На практике монокристаллические лопатки кристаллизуются как система однородно направленных дендритов, а не единого дендрита. Тем не менее все существующие монокристаллические материалы на основе никеля на макроуровне обнаруживают свойства кубической симметрии, при которой механические свойства оказываются практически одинаковыми для трех вполне определенных взаимно перпендикулярных направлений. Поэтому при разработке феноменологических моделей деформирования, критериев прочности и долговечности такие материалы можно условно рассматривать как монокристаллы с идеальной гранецентрированной кубической структурой.

Определение НДС турбинных лопаток производят с использованием различных программных средств на основе применения метода конечных элементов (МКЭ). Для оценки прочности и ресурса используются различные критерии разрушения и модели материала. При этом возникает множество вопросов, связанных с тем, что необходимо выбрать [3–9] следующее:

- методы расчета НДС лопаток из монокристаллических сплавов;
- методы расчета статической прочности таких лопаток;
- способы определения запасов прочности при термоциклическом нагружении лопаток из монокристаллических материалов;
- способы расчетного определения размахов деформаций при термоциклическом нагружении охлаждаемых лопаток;
- способы определения влияния длительности цикла на сопротивление термической усталости материала лопаток;
- способы определения температурных полей в лопатках на нестационарных режимах эксплуатации;
- способы определения скоростей роста трещин ползучести, усталости и термической усталости;

способы учета влияния на прочность лопаток защитных покрытий;

способы учета коррозионных повреждений лопаток и изменений структуры при эксплуатации.

Наряду со сложностями адекватного описания НДС лопаток, возникают проблемы с экспериментальным определением необходимых для использования в расчетах прочности свойств материалов. К их числу относятся зависящие от температуры и КГО характеристики:

- сопротивление кратковременному деформированию в условиях растяжения и сжатия;
- кратковременная ползучесть и ползучесть на установившейся стадии;
- сопротивление усталости и термической усталости;
- зависимости скорости роста трещин от коэффициентов интенсивности напряжений и от значений S^* -интеграла;
- кратковременная и длительная пластичность и прочность.

Перечисленные характеристики для новых материалов, обладающих более высокими показателями по длительной прочности, обычно определяются разработчиком в ограниченном объеме или вовсе недоступны для инженеров. Это тормозит внедрение новых материалов в производство.

В отличие от поликристаллических материалов, для которых зависимости характеристик сопротивления деформированию и разрушению от вида напряженного состояния исследовались достаточно широко, такие зависимости для монокристаллических сплавов находятся лишь в начальной стадии изучения. Поэтому при практических расчетах НДС и прочности лопаток из этих сплавов в настоящее время приходится использовать модели, не получившие достаточной экспериментальной проверки (например, использовать свойства изотропного материала вместо анизотропного монокристаллического; зависимости Нортона ползучести вместо ползучести на первой и второй стадиях, характеристики аналогичных материалов и т. д.), что снижает достоверность расчета ресурса и повышает риск разрушения детали при эксплуатации. Между тем использование полных данных о характеристиках материалов и совершенные методы расчета — залог повышенной надежности лопаток ГТУ.

Кроме того, для повышения надежности охлаждаемых лопаток ГТУ необходимо совершенствовать методы расчета их температурных полей. При этом важной задачей является определение граничных условий теплообмена на различных режимах эксплуатации.

Методы расчета НДС и запасов статической прочности лопаток из монокристаллических сплавов

Охлаждаемые лопатки турбин работают в условиях агрессивных сред и нагружения центробежными и газовыми силами при высоких температурах на стационарных и нестационарных режимах. Расчеты НДС и прочности таких лопаток необходимо проводить с учетом деформаций упругости, пластичности, ползучести и температурных деформаций, а также с учетом изменения свойств жаропрочных сплавов, из которых изготовлены лопатки, в неравномерном поле температур. Такие методики разработаны и широко применяются, в частности для расчетов напряженно-деформированного состояния и прочности лопаток турбин из изотропных материалов.

Для монокристаллических никелевых сплавов с кубической симметрией матрица податливости $[S]$ в системе координат, оси которой совпадают с осями упругой симметрии монокристалла, имеет вид [2]

$$[S] = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{11} & S_{12} & 0 & 0 & 0 \\ S_{12} & S_{12} & S_{11} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & S_{44} \end{bmatrix}. \quad (1)$$

Коэффициенты этой матрицы определяются выражениями: $S_{11} = 1/E$, $S_{12} = -\mu/E$, $S_{44} = 1/G$, где E , μ , G — три независимые константы, а именно модуль упругости, коэффициент Пуассона и модуль сдвига монокристалла для его главных осей упругой симметрии.

Для монокристаллических сплавов, обладающих кубической симметрией, коэффициент линейного расширения — $\alpha = \alpha(T)$ является изотропным, не зависящим от выбранной ориентации. Таким образом, термические напряжения в монокристаллических турбинных лопатках

вызываются только градиентами температуры, как и в лопатках с равноосной структурой.

Проблемам расчетного анализа напряженного состояния и предсказания ресурса лопаток из сплавов направленной кристаллизации (DS) и из монокристаллических сплавов (SC) посвящено большое количество публикаций. Каждую из предлагаемых моделей состояния и предсказания долговечности можно оценивать по двум критериям: по степени точности описания реального поведения материала и по стоимости затрат и времени для получения экспериментальных данных. Очевидно, что высокая цена и продолжительность исследований, необходимые для разработки моделей состояния высокого уровня для прогнозирования нелинейного деформирования и разрушения турбинных лопаток, отливаемых из DS и SC материалов, являются серьезным ограничением для таких исследований. С другой стороны, каждая модель должна включать в себя наиболее важные особенности механического поведения этих материалов, иначе целесообразность ее применения будет сомнительна. Следует также учитывать, что каждому уровню модели материала лопатки должен соответствовать адекватный ей уровень данных об условиях ее эксплуатации, таких, как температура лопатки, уровень действующих в ней статических и динамических напряжений, условия коррозионно-эрозионного воздействия на лопатку газового потока и др. В связи с этим наряду с дальнейшими углубленными исследованиями механики нелинейного деформирования и разрушения анизотропных DS и SC материалов, целесообразна разработка и использование упрощенных, но достаточно эффективных с практической точки зрения моделей состояния и методов расчета лопаток, отливаемых из этих сплавов.

Практическое применение для прогнозирования НДС лопаток получили феноменологические модели, основанные на рассмотрении SC-материала как анизотропного континуума. Феноменологический подход позволяет описать исходную и деформационную анизотропию материалов.

Наиболее простая феноменологическая модель упруго-пластического деформирования анизотропного материала предложена Хиллом [10], который ввел модификацию условия на-

чала текучести Мизеса в виде квадратичной формы произвольного вида в пространстве напряжений применительно к материалам, имеющим три ортогональные плоскости симметрии. Эта функция начала текучести вместе с использованным Хиллом, ассоциированным законом течения описывают пластическое течение ортотропного материала с изотропным упрочнением. Lee, Zaverl, Shih и др., развив теорию Хилла, разработали теорию анизотропной пластичности с кинематическим упрочнением [11].

Согласно подходу Хилла эквивалентное приращение пластических деформаций и эквивалентное напряжение для монокристаллов с кубической симметрией может быть выражено через компоненты тензора приращений пластических деформаций и напряжений в системе координат, связанной с кристаллографическими осями [100], [010], [001]:

$$d\epsilon_{eq} = \left\{ \frac{2}{9} \left[(d\epsilon_{11}^p - d\epsilon_{22}^p)^2 + (d\epsilon_{22}^p - d\epsilon_{33}^p)^2 + (d\epsilon_{33}^p - d\epsilon_{11}^p)^2 \right] + \frac{1}{K_p} \left[(d\gamma_{12y}^p)^2 + (d\gamma_{23y}^p)^2 + (d\gamma_{31y}^p)^2 \right] \right\}^{\frac{1}{2}}; \quad (2)$$

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \right] + K_p (\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{31}^2) \right\}^{\frac{1}{2}}. \quad (3)$$

Выражения (2) и (3) для монокристалла отличаются от соответствующих выражений для изотропных тел наличием коэффициента анизотропии пластичности монокристаллического сплава K_p .

Если известны значения предела текучести монокристалла при его растяжении в направлении $\langle 001 \rangle$, а также в каком-либо другом заданном направлении $\langle n \rangle$, определяемом углами φ и ψ (рис. 1, а), то на базе этих данных может быть вычислен коэффициент анизотропии пластичности K_p по формуле

$$K_p = \frac{1}{g(\varphi, \psi)} \left[\left(\frac{\sigma_{T\langle 001 \rangle}}{\sigma_{T\langle n \rangle}} \right)^2 - f(\varphi, \psi) \right] + 1,$$

где $g(\varphi, \psi)$, $f(\varphi, \psi)$ — функции углов заданного направления.

Самым распространенным и поэтому наиболее практически важным для монокристаллических турбинных лопаток является частный случай, когда в лопатке при отливке реализуется первичная ориентация кристаллографической решетки материала $\langle 001 \rangle$. Первичной, или аксиальной, называется такая пространственная ориентация кристаллографической решетки монокристалла в теле лопатки, при которой четыре грани куба монокристалла расположены параллельно направлению действия центробежной нагрузки в лопатке (рис. 1, б). При этом в поперечном сечении лопатки положение монокристалла характеризуется вторичной, или азимутальной, ориентацией. Напряжения в поперечном сечении такой лопатки действуют в кристаллографических направлениях типа $\langle 001 \rangle$ и $\langle 011 \rangle$. В других точках направления действия этих напряжений занимают промежуточное положение, определяемое углом φ между этим направлением и главной осью упругой симметрии монокристалла.

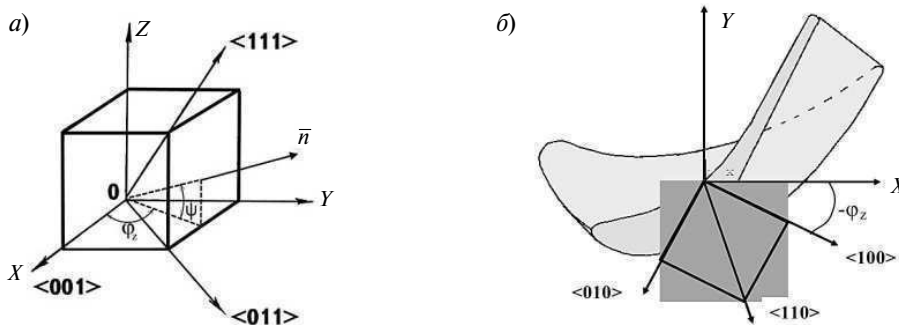


Рис. 1. Кристаллографическая ориентация монокристаллического сплава в лопатке: а — расположение основных кристаллографических направлений в кубической решетке; б — взаимная ориентация осей лопатки и кристаллографических осей

Таким образом, для лопаток, отлитых с первичной ориентацией $\langle 001 \rangle$ монокристаллического материала, необходимо учитывать механические свойства только для кристаллографических направлений $\langle 001 \rangle$ и $\langle 011 \rangle$, а также для промежуточных направлений, характеризующихся значениями углов $0 \leq \varphi \leq 45^\circ$, $\psi = 0$. Указанным направлениям соответствует сторона $\langle 001 \rangle - \langle 011 \rangle$ стандартного стереографического треугольника. В этом случае коэффициент анизотропии пластичности SC-материала для каждой заданной температуры принимается постоянным, т. е. независящим от угла φ , и определяется по формуле

$$K_T = 4 \left(\frac{\sigma_{T\langle 001 \rangle}}{\sigma_{T\langle 011 \rangle}} \right)^2 - 1. \quad (4)$$

Здесь $\sigma_{T\langle 001 \rangle}$, $\sigma_{T\langle 011 \rangle}$ — экспериментально определенные пределы текучести для направлений $\langle 001 \rangle$ и $\langle 011 \rangle$.

Расчетные соотношения ползучести для SC-материалов при использовании теории Хилла [3] могут быть представлены в аналогичном соотношениям (2), (3) виде, но для скоростей деформаций ползучести и напряжений:

эквивалентное напряжение для ползучести

$$\sigma_e = \left\{ \frac{1}{2} \left[(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2 \right] + K_c \left(\tau_{12}^2 + \tau_{23}^2 + \tau_{31}^2 \right) \right\}^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

эквивалентная скорость деформаций ползучести

$$\xi_e^c = \left\{ \frac{2}{9} \left[(\xi_{11}^c - \xi_{22}^c)^2 + (\xi_{22}^c - \xi_{33}^c)^2 + (\xi_{33}^c - \xi_{11}^c)^2 \right] + \frac{1}{K_p} \left[(\eta_{12}^c)^2 + (\eta_{23}^c)^2 + (\eta_{31}^c)^2 \right] \right\}^{\frac{1}{2}}. \quad (6)$$

Здесь ξ_x^c , ξ_y^c , ξ_z^c , η_{xy}^c , η_{yz}^c , η_{zx}^c — компоненты тензора скоростей деформации ползучести; K_c — коэффициент анизотропии ползучести монокристаллического сплава.

Для SC-лопаток, отливаемых с первичной КГО $\langle 001 \rangle$, коэффициент анизотропии ползучести, если известны экспериментальные данные о скоростях ползучести SC-материала только для кристаллографических направлений

$\langle 001 \rangle$ и $\langle 011 \rangle$, приближенно может быть вычислен по формуле

$$K_c = 4 \left(\frac{\xi_{\langle 001 \rangle}^c}{\xi_{\langle 011 \rangle}^c} \right)^2 - 1. \quad (7)$$

Для вычисления пластических деформаций, деформаций ползучести сплавов с кубической симметрией, например методом Хилла, требуется экспериментально определить значения пределов текучести и скоростей ползучести в двух различных неортогональных направлениях кристаллографических осей (обычно $\langle 001 \rangle$ и $\langle 011 \rangle$) во всем диапазоне рабочих температур. Однако таких данных, как правило, недостаточно.

В статье Л.А. Магеррамовой и Б.Е. Васильева [13] обсуждалась серия трехмерных расчетов охлаждаемой лопатки авиадвигателя с использованием различных феноменологических моделей материала. В работе [14] представлена методика расчетов на основе реализованных в конечно-элементном программном комплексе PANTOCRATOR [15] физических моделей пластичности и ползучести, учитывающих, что неупругое деформирование монокристалла происходит по системам скольжения и определяется КГО.

На рис. 2 приведены результаты сопоставления интенсивности местных напряжений по обводу профиля сечения близкого к корневому для реальной рабочей лопатки стационарной ГТУ, изготовленной из изотропного и анизотропного материалов.

Видно, что максимальные напряжения для монокристаллической лопатки могут заметно отличаться от напряжений в лопатке из поликристаллического материала.

На рис. 3 и 4 приведены кривые деформирования [16] и кривые ползучести [17], полученные при испытаниях образцов из монокристаллического сплава ЖС32 с различной ориентацией.

Коэффициент запаса длительной статической прочности n_σ и соответствующую поврежденность D^s можно представить в виде

$$n_\sigma = \frac{\sigma_{R\langle 001 \rangle}}{\bar{\sigma}_{eq}}; \quad D_\sigma = \frac{1}{n_\sigma}, \quad (8)$$

где $\sigma_{R\langle 001 \rangle} = f(T, \tau)$ — предел длительной статической прочности монокристаллического



Рис. 2. Распределение значений интенсивности напряжений σ , по контуру для изотропного и анизотропного материалов (————— — изотропный материал; $\diamond\diamond\diamond\diamond\diamond\diamond$ — анизотропный материал)

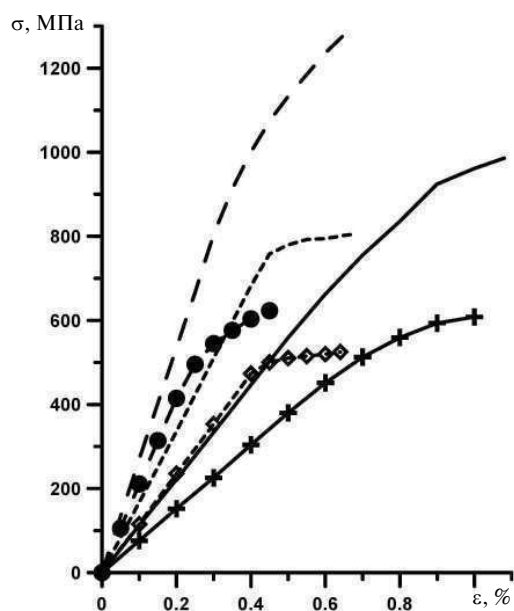


Рис. 3. Кривые деформирования сплава ЖС32 при температурах 20 и 1000 °C (————— — $\langle 001 \rangle$, 20 °C; - - - - - $\langle 011 \rangle$, 20 °C; - · - · - $\langle 111 \rangle$, 20 °C; — + — $\langle 001 \rangle$, 1000 °C; — x — $\langle 011 \rangle$, 1000 °C; — • — $\langle 111 \rangle$, 1000 °C

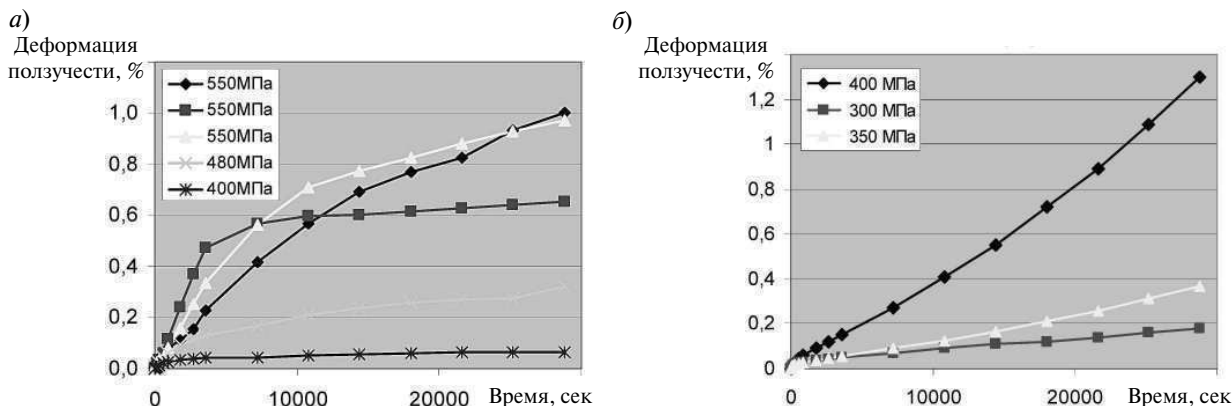


Рис. 4. Кривые ползучести сплава ЖС32 при 850 (а) и 975 (б) °С

сплава при растяжении в направлении $\langle 001 \rangle$; $\bar{\sigma}_{eq}$ — эквивалентного напряжения, определяемое по формуле

$$\bar{\sigma}_{eq} = m_{e\langle 001 \rangle} \sqrt{\frac{1}{t} \int_0^t [\sigma_{eq}(\tau)]^{m_{e\langle 001 \rangle}} d\tau}, \quad (9)$$

где $m_{e\langle 001 \rangle}$ — показатель степени кривой длительной прочности монокристаллического сплава для кристаллографического направления $\langle 001 \rangle$ при рабочей температуре лопатки;

$$\sigma_{eq} = \left\{ \frac{1}{2} [(\sigma_{11} - \sigma_{22})^2 + (\sigma_{22} - \sigma_{33})^2 + (\sigma_{33} - \sigma_{11})^2] + K_R (\sigma_{12}^2 + \sigma_{23}^2 + \sigma_{31}^2) \right\}^{\frac{1}{2}}, \quad (10)$$

где K_R — коэффициент анизотропии длительной статической прочности, который вычисляется по формуле

$$K_R = 4 \left(\frac{\sigma_{R\langle 001 \rangle}}{\sigma_{R\langle 011 \rangle}} \right)^2 - 1. \quad (11)$$

Для оценки НДС монокристаллических лопаток при сложных программах термомеханического нагружения рационально применять физические модели неупругого деформирования материала, учитывающие, что неупругие деформации происходят в соответствии с механизмом скольжения по активным системам скольжения. К использованию феноменологических моделей пластичности и ползучести с учетом анизотропии только в критерии пластичности и в упругих свойствах следует относиться с осторожностью. Результаты расчетов для лопаток с ориентацией $\langle 001 \rangle$, $\langle 011 \rangle$ и $\langle 111 \rangle$ с использованием физических моделей упруго-пластического деформирования монокристаллов [18, 19] показаны на рис. 5. Видно, что КГО лопатки оказывает

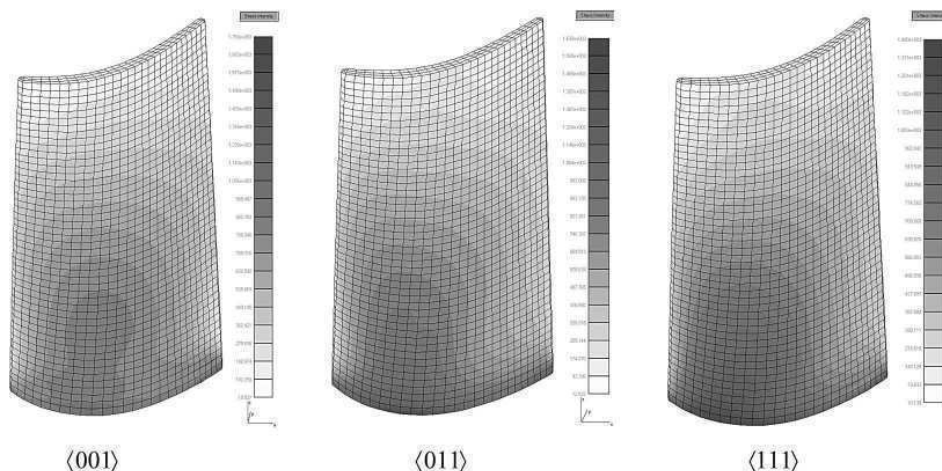


Рис. 5. Распределение интенсивности напряжений для монокристаллических лопаток различной ориентации

значительное влияние на ее НДС. Характер распределения и уровни интенсивности напряжений значительно различаются.

Анализ колебаний монокристаллических охлаждаемых лопаток газовых турбин

Современные тенденции совершенствования ГТД связаны с ростом параметров потока рабочего газа. Лопаточный аппарат при этом испытывает воздействие все более высоких интенсивностей динамических нагрузок и температурных полей, что вызывает необходимость использования рабочих лопаток газовых турбин из жаропрочных монокристаллических сплавов и с внутренним охлаждением. Первые ступени газовой турбины имеют охлаждаемые лопатки с аксиальной ориентацией монокристаллического материала [001]. Это связано с обеспечением их статической прочности в условиях высоких температур и их высоких градиентов. В таких лопатках локализация вибрационных напряжений часто возникает на внутренней поверхности охлаждаемых каналов и представляет большую опасность [20–24].

Большой интерес представляет анализ спектров собственных частот таких лопаток, их форм колебаний и распределения вибрационных напряжений, особенно локализации напряжений.

Без детального анализа вибрационных характеристик монокристаллических лопаток и особенностей распределения относительных напряжений с учетом геометрической формы, температурных полей, центробежных сил и ориентации монокристаллического материала невозможно сделать обоснованные выводы о выборе рациональных конструктивных параметров конкретных конструкций.

Рассматриваются особенности колебаний монокристаллической лопатки первой ступени со сложной вихревой системой охлаждения и каналами для выхода охлаждаемого воздуха. Матрица податливости такой системы представлена зависимостью (1). На рис. 6 показан общий вид лопатки и вихревой системы охлаждения.

Проведены исследования сходимости результатов для серии расчетных конечно-элементных моделей с различными уровнями дискретизации [26]. В связи со сложностью геометрической формы лопатки наиболее подходящими конечными

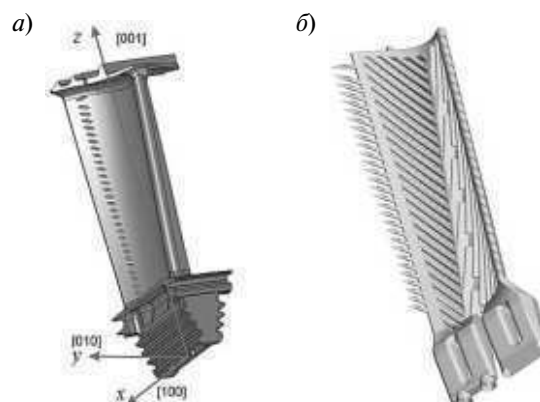


Рис. 6. Охлаждаемая лопатка с обозначением монокристаллических направлений (а) и ее система охлаждения в виде вихревой матрицы (б)

элементами оказались десятиузловые тетраэдры, учитывающие неоднородность материала.

Выбранная расчетная схема обеспечивает относительную ошибку в определении собственных частот порядка 1 % при 1,7 млн степеней свободы, а также достаточно ясную картину полей относительных напряжений с высокими их градиентами [23, 24]. Расчетная схема обеспечивает хорошее совпадение расчетных частот с известными экспериментальными данными (табл. 1).

Таблица 1

Расчетные и экспериментальные значения собственных частот колебаний лопатки из изотропного материала

Номер частоты	Форма колебаний	Значения частот, Гц	
		Расчетное	Экспериментальное
1	1-я изгибная	737,89	740–780
2	2-я изгибная	1712,5	–
3	1-я крутильная	2551,6	2545–2740
4	3-я изгибная	3789,5	–

Проведены исследования влияния отклонения КГО монокристаллического материала от первоначальной, совпадающей с глобальной системой координат лопатки (рис. 5) для первых 10 собственных частот. Для примера на рис. 7 показано влияние углов отклонения КГО на 6-ю собственную частоту. Показано, что наибольшее влияние на собственные частоты оказывает

отклонение аксиальной ориентации КГО. При этом максимальное влияние возникает при повороте КГО вокруг направления [010] и достигает 27°. Отклонения азимутальной ориентации КГО оказывает значительно меньшее влияние на собственные частоты лопатки. Эти результаты соответствуют данным, полученным в работах [20, 22] для монокристаллических лопаток с другими системами охлаждения.

Из результатов подобных исследований можно сделать вывод, что при изготовлении серии монокристаллических лопаток для ограничения разброса их собственных частот не более 10 % и с учетом других технологических отклонений следует обеспечить соблюдение аксиальной ориентации КГО с точностью до 10–15° [20–22]. Аксиальная КГО [001] должна находиться в конусе с эллиптическим сечением параллельным плоскости xz , а углы отклонения КГО изменяются от 10 до 15°. Ограничения на отклонение азимутальной ориентации менее жесткие [21, 22].

Для жестких охлаждаемых лопаток повышение температуры вызывает снижение собственных частот более чем на 10 %. Повышение собственных частот таких лопаток под действием центробежных сил заметно меньше, и на рабочих режимах наблюдается снижение частот охлаждаемых лопаток.

Большой интерес представляют результаты анализа форм колебаний и распределение напряжений. Сложность геометрической формы охлаждаемых и неохлаждаемых лопаток обуславливает и сложность форм их колебаний [23–25].

Наибольший интерес вызывает анализ распределения относительных интенсивностей напряжений. Примеры расположения зоны локализации относительных интенсивностей напряжений представлены на рис. 8–11. Результаты численных исследований показывают, что зоны локализации относительных напряжений расположены не только на поверхности лопаток, но и на внутренней поверхности охлаждающих каналов и отверстий для выхода охлаждающего воздуха (рис. 8 и 11). Это обстоятельство следует учитывать, так как возможно возникновение повреждений в зонах, недоступных визуальному контролю и тензометрическим исследованиям.

Они объясняют характер и места повреждений и разрушений лопаток, обнаруженные при лабораторных испытаниях лопаток на ГП НПКиГ «Зоря» — «Машпроект» (рис. 8 и 11).

В работах [21, 22, 26] отмечалось, что в монокристаллических лопатках распространение магистральной трещины соответствует расположению КГО. Но также известно, что при соблюдении основных тенденций конкретное распространение ряда трещин носит более сложный характер.

Способы определения запасов прочности при термоциклическом нагружении лопаток из монокристаллических материалов

Оценка запасов циклической прочности лопаток может производиться двумя способами, отличающимися по точности и трудоемкости проведения расчетов.

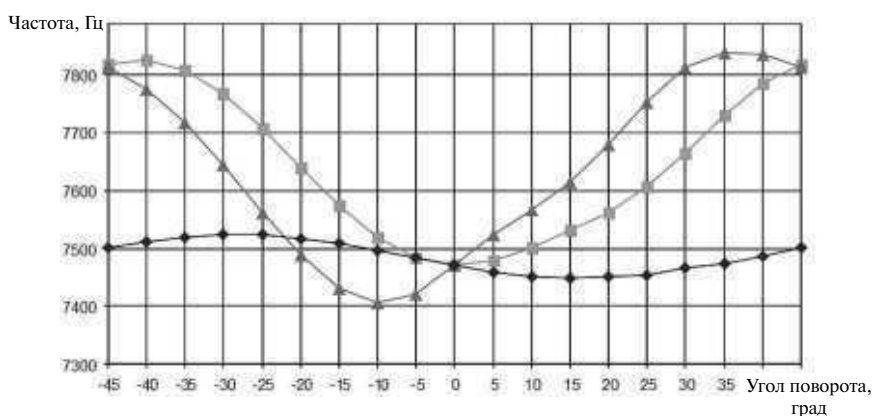


Рис. 7. Зависимость изменения шестой собственной частоты монокристаллической лопатки от угла поворота осей лопатки относительно направлений КГО монокристалла:

[100] (■), [010] (▲), [001] (◆)

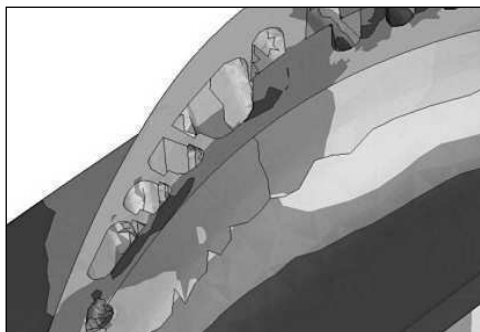


Рис. 8. Расчетные зоны локализации относительных напряжений при четвертой форме колебаний охлаждаемой лопатки

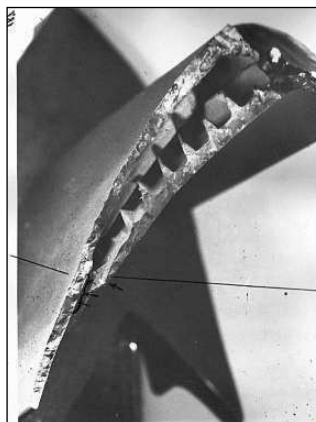


Рис. 9. Разрушение охлаждаемой лопатки при лабораторных испытаниях

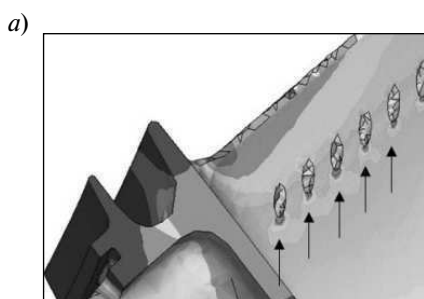


Рис. 10. Зоны локализации напряжений при первой ($a - f_1 = 633,2$ Гц) и третьей ($b - f_3 = 2626$ Гц) собственных формах колебаний лопатки



Рис. 11. Зоны зарождения трещин (a) и характерные разрушения лопатки (b), которые наблюдались при лабораторных исследованиях [31]

Согласно первой методике работоспособность монокристаллической лопатки в течение заданного циклического ресурса без образования в ней трещин МЦУ может быть оценена на основе использования коэффициента запаса по циклической долговечности

$$n_N = \frac{N_{R<001>}}{N}, \quad (12)$$

где $N_{R<001>} = f(\Delta \epsilon_{<001>}^p)$ — число циклов нагружения до разрушения образца из монокристаллического сплава в направлении $\langle 001 \rangle$ в условиях одноосного напряженного состояния; N — число циклов нагружения в течение заданного срока службы лопатки; $\Delta \epsilon_{<001>}^p$ — эквивалентный размах деформаций в направлении $\langle 001 \rangle$,

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{e<001>}^p = &= \\ = & \left\{ \frac{2}{9} \left[(\Delta \epsilon_{11}^p - \Delta \epsilon_{22}^p)^2 + (\Delta \epsilon_{22}^p - \Delta \epsilon_{33}^p)^2 + (\Delta \epsilon_{33}^p - \Delta \epsilon_{11}^p)^2 \right] + \right. \\ & \left. + \frac{1}{K_R} \left[(\Delta \gamma_{12}^p)^2 + (\Delta \gamma_{23}^p)^2 + (\Delta \gamma_{31}^p)^2 \right] \right\}^{\frac{1}{2}}, \quad (13) \end{aligned}$$

где $\Delta \epsilon_{11}^p, \Delta \epsilon_{22}^p, \Delta \epsilon_{33}^p, \Delta \epsilon_{12}^p = \Delta \gamma_{12}^p / 2, \Delta \epsilon_{23}^p = \Delta \gamma_{23}^p / 2, \Delta \epsilon_{31}^p = \Delta \gamma_{31}^p / 2$ — компоненты тензора размахов пластических деформаций; K_R — коэффициент анизотропии МЦУ монокристаллического сплава, который можно вычислить следующим образом:

$$K_R = 4 \left(\frac{\Delta \epsilon_{<001>}^p}{\Delta \epsilon_{<011>}^p} \right)^2 - 1. \quad (14)$$

Для приближенной оценки циклической долговечности при нестационарном циклическом нагружении принято следующее предположение: размахи напряжений и деформаций в каждом цикле нагружения одинаковы, а среднее напряжение в каждом последующем цикле нагружения изменяется в результате накопления деформаций ползучести на стационарных участках каждого цикла. Размах эквивалентных напряжений $\Delta \sigma_{eqv} = \text{const}$ и пластических деформаций $\Delta \epsilon_{eqv}^p = \text{const}$ установившегося стабильного цикла определяется решением задачи

циклической пластичности для монокристаллических сплавов на основе использования теории Хилла. Среднее эквивалентное напряжение в каждом i -м цикле определяется выражением $\sigma_{meqv}^{(i)} = (\sigma_{\max}^{(i)} + \sigma_{\min}^{(i)}) / 2$.

Изменение среднего эквивалентного напряжения после каждого цикла нагружения равно изменению эквивалентного напряжения на стационарном участке с максимальной температурой газа в этом цикле, т. е. $\Delta \sigma_{meqv}^{(i)} \approx \Delta \sigma_{eqv}^{(i)}$. При этом предполагается, что на переходных режимах в каждом цикле, а также на участках остановки между циклами нагружения добавочные деформации ползучести не накапливаются.

В качестве доли циклической повреждаемости на каждом i -м цикле нестационарного циклического нагружения может быть использована величина: $D_{R_i} = 1 / N_{Re}^{(i)}$, где $N_{Re}^{(i)} = f(\Delta \epsilon_{eqv}^p, \Delta \sigma_{meqv}^{(i)})$ — число циклов нагружения до разрушения монокристаллического сплава при заданном размахе эквивалентной пластической деформации (постоянная для каждого цикла) и заданном среднем эквивалентном напряжении, изменяющемся при переходе от цикла к циклу. Общая циклическая повреждаемость лопатки в течение циклического ресурса определяется формулой

$$D_R = \sum_{i=1}^N \frac{1}{N_{Re}^{(i)}}. \quad (15)$$

Таким образом, для расчетного исследования малоциклового усталости монокристаллической лопатки при нестационарном циклическом нагружении необходимо иметь экспериментальные данные о характеристиках МЦУ монокристаллического сплава при различной асимметрии цикла нагружения образцов в условиях одноосного напряженного состояния для различных КГО монокристалла.

При одновременном накоплении статических и циклических повреждений общее повреждение материала может быть оценено зависимостью

$$D = D_t + D_R, \quad (16)$$

основанной на гипотезе линейного суммирования повреждений различной природы (длительной прочности $D_t = \int_0^{t^*} \frac{d\tau}{t_{Re}(\tau)}$ и усталостных повреждений D_R).

Время до разрушения (t^*) может быть определено из условия

$$D = \int_0^{t^*} \frac{d\tau}{t_{Re}(\tau)} + \sum_{i=1}^{N^*} \frac{1}{N_{Re}^{(i)}} = 1, \quad (17)$$

где $N^* = t^*/\Delta t$ — число циклов до разрушения; Δt — продолжительность цикла.

Пример определения времени до разрушения при одновременном накоплении статических и циклических повреждений для опасного сечения лопатки приведено по данным [3] на рис. 12.

Вторая методика основана на использовании деформационного критерия разрушения монокристаллических сплавов, предложенного в работе [19]:

$$D = D_1(\Delta \epsilon_{eq}^p) + D_2(\Delta \epsilon_{eq}^c) + D_3(\epsilon_{eq}^p) + D_4(\epsilon_{eq}^c) = 1. \quad (18)$$

Введенный критерий (18) основывается на линейном суммировании повреждений, вызванных следующими причинами:

изменением пластической деформации в пределах цикла,

$$D_1 = \sum_{i=1}^n \frac{(\Delta \epsilon_{eq_i}^p)^k}{C_1(T_i)}; \quad (19)$$

изменением деформации ползучести в пределах цикла,

$$D_2 = \sum_{i=1}^n \frac{(\Delta \epsilon_{eq_i}^c)^m}{C_2(T_i)}; \quad (20)$$

односторонне накопленной пластической деформацией,

$$D_3 = \max_{0 \leq t \leq t_{max}} \frac{\epsilon_{eq}^p}{\epsilon_r^p(T)}; \quad (21)$$

односторонне накопленной деформацией ползучести,

$$D_4 = \max_{0 \leq t \leq t_{max}} \frac{\epsilon_{eq}^c}{\epsilon_r^c(T)}. \quad (22)$$

Здесь $C_1, C_2, k, m, \epsilon_r^p, \epsilon_r^c$ — параметры материала, зависящие от температуры и КГО.

В качестве эквивалентной меры деформаций ϵ_{eq} в уравнении (18) для монокристаллических материалов могут рассматриваться различные нормы тензора деформаций:

Повреждаемость

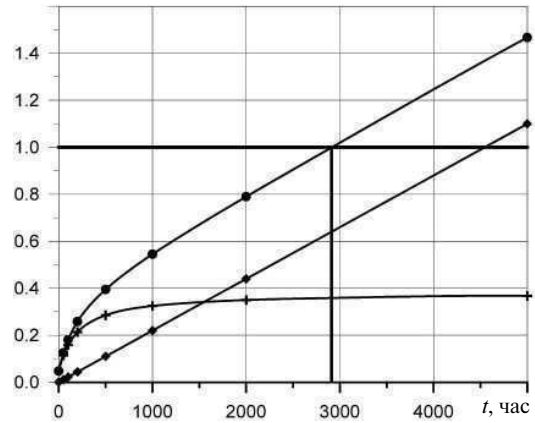


Рис. 12. Повреждаемость монокристаллической лопатки турбины:

+ — статическая (D_1); ◆ — циклическая (D_2); ● — полная (D)

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

$$\epsilon_{eq} = \mathbf{n}_{\{111\}} \boldsymbol{\epsilon} \mathbf{l}_{\langle 011 \rangle}; \quad (23)$$

максимальная главная деформация (максимальное собственное значение тензора деформаций)

$$\epsilon_{eq} = \epsilon_1; \quad (24)$$

интенсивность деформаций по Хиллу

$$\epsilon_{eq} = \left\{ \frac{2}{9} \left[(\epsilon_x - \epsilon_y)^2 + (\epsilon_y - \epsilon_z)^2 + (\epsilon_z - \epsilon_x)^2 \right] + \frac{1}{K_R} \left(\gamma_{xy}^2 + \gamma_{yz}^2 + \gamma_{zx}^2 \right) \right\}^{\frac{1}{2}}; \quad (25)$$

максимальная деформация сдвига

$$\epsilon_{eq} = \frac{1}{2} (\epsilon_1 - \epsilon_3). \quad (26)$$

Эквивалентная деформация (23) относится к кристаллографической моде разрушения, а эквивалентные деформации (24)–(26) — к некристаллографической моде.

Величины размахов деформаций в пределах цикла (определяющие D_1 и D_2) и односторонне накопленные деформации (определяющие D_3 и D_4) получают на основе расчетных кривых циклического деформирования (см. рис. 13). Результаты расчетов НДС плоских корсетных образцов ориентации $\langle 111 \rangle$ в условиях

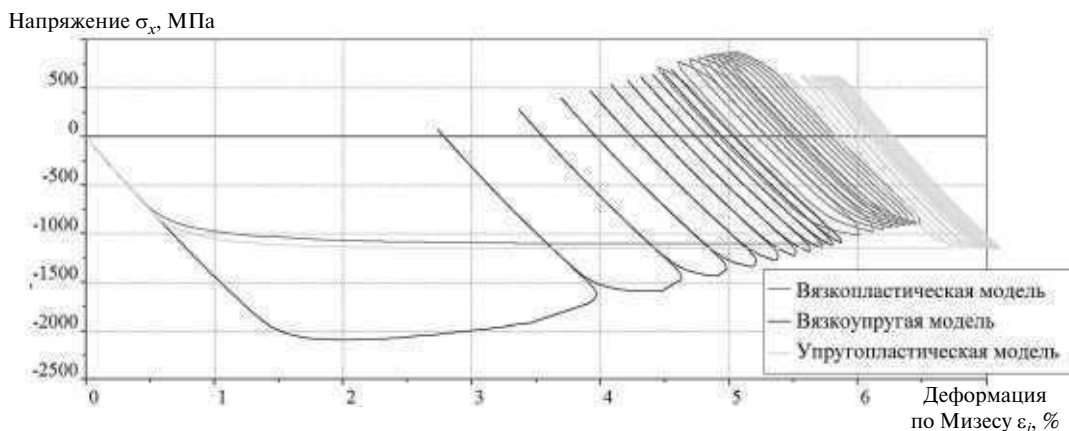


Рис. 13. Расчетные кривые циклического деформирования для вязкоупругой, упругопластической и вязкопластической моделей монокристаллического материала ЖС36

термоусталостного нагружения получены с использованием физических моделей пластичности и ползучести, учитывающих, что неупругое деформирование монокристалла происходит в соответствии с КГО двенадцати систем скольжения. При формулировке физических моделей пластичности учитывалось наличие нелинейного смешанного изотропно-кинематического упрочнения [27], а также латентного упрочнения. Результаты расчетов указали на необходимость учета пластического деформирования. Применение моделей вязкоупругости приводит

к нереалистично завышенным уровням напряжений (см. рис. 13).

Проведено расчетное обоснование применимости критерия к испытанным на термическую усталость образцам из сплава ЖС36 с заданными аксиальной и азимутальной ориентациями [28]. Верификация методики расчета (рис. 14. и табл. 2) производилась с использованием различных неупругих моделей монокристалла применительно к результатам испытаний на термическую усталость образцов из сплава ЖС36 [28–30].

Видно, что расчетные и экспериментальные значения долговечности для гладких образцов и образцов с концентраторами напряжений в испытаниях без выдержек и с выдержками находятся в приемлемой для использования в расчетах долговечности лопаток полосе разброса.

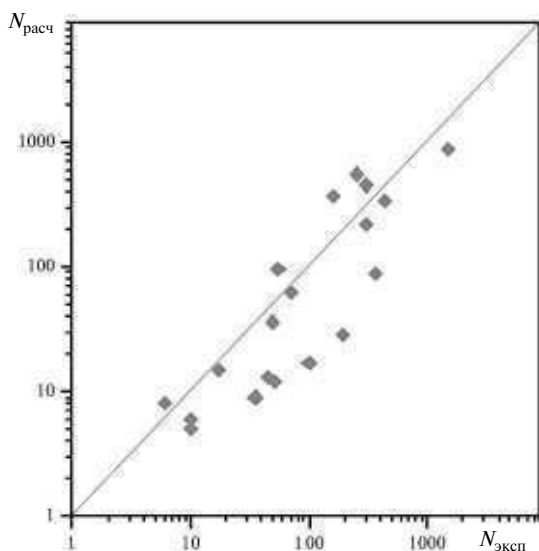


Рис. 14. Сопоставление расчетного числа циклов до образования магистральной трещины с использованием критерия (18) и результатов экспериментов

Рассмотрены основные положения методик определения прочности монокристаллических лопаток при статическом и термоциклическом нагружении. Показано, что использование деформационного критерия дает высокую точность прогноза числа циклов до образования магистральных трещин в монокристаллических сплавах при термоциклическом нагружении.

Для обеспечения требований к допустимому разбросу собственных частот монокристаллических лопаток при их изготовлении следует контролировать углы отклонения осей КГО.

Температура жестких охлаждаемых лопаток оказывает на собственные частоты большее влия-

Таблица 2

Сравнение результатов расчета долговечности с экспериментальными данными

Образец	Ориентация	T_{\max} , °C	T_{\min} , °C	ΔT , °C	Число циклов N до образования магистральной трещины		
					Расчет	Эксперимент	δ , %
1-1c	$\langle 111 \rangle$	900	150	750	5	10	50
1-2	$\langle 111 \rangle$	900	150	750	28	190	85
1-5d	$\langle 111 \rangle$	900	150	750	36	50	28
1-6c	$\langle 111 \rangle$	850	350	500	11	45	93
2-1	$\langle 011 \rangle$	900	150	750	15	17	12
2-2	$\langle 011 \rangle$	1000	500	500	444	300	15
2-4c	$\langle 011 \rangle$	850	350	500	34	210	84
2-6c	$\langle 011 \rangle$	1000	500	500	61	10-130	13
3-0	$\langle 011 \rangle$	900	150	750	17	100	83
3-1	$\langle 011 \rangle$	950	200	750	12	52	77
3-2	$\langle 011 \rangle$	1000	250	750	9	35	74
3-3	$\langle 011 \rangle$	1000	500	500	550	250	120
3-4	$\langle 011 \rangle$	1050	550	500	365	160	128
3-5	$\langle 011 \rangle$	950	450	500	866	1500	42
4-1c	$\langle 011 \rangle$	900	150	750	6	10	40
4-2	$\langle 011 \rangle$	950	450	500	24	160	85
4-5	$\langle 011 \rangle$	950	450	500	86	360	76
4-6d	$\langle 011 \rangle$	900	150	750	8	6	33
5-1	$\langle 001 \rangle$	900	150	750	338	435	22
5-2	$\langle 001 \rangle$	1000	250	750	94	55	71
5-3	$\langle 001 \rangle$	1000	500	500	218	305	29

ние, чем центробежные силы; на рабочих режимах собственные частоты таких лопаток снижаются.

Следует учитывать опасность возникновения зон локализации и повышения относительных вибрационных напряжений на внутренней поверхности охлаждающих каналов и отверстий для выхода охлаждающего воздуха, что ведет к повреждениям в местах, недоступных для визуального контроля.

В зависимости от режима термомеханического воздействия при распространении магистральных трещин наблюдается как кристаллографическая, так и некристаллографическая мода разрушения. В первом случае рост трещины происходит в плоскостях $\{111\}$, а во втором — определяется напряженным состоянием лопатки с трещиной и может иметь достаточно сложный характер.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Воробьев, Ю.С.** Проблемы вибрационного состояния фундаментов, сейсмостойкости и прочности турбомашин. Часть 1 [Текст] / Ю.С. Воробьев, Л.Б. Гецов, Б.Е. Мельников, А.С. Семенов // Научно-технические ведомости СПбГПУ.— 2013. № 3(178).— С. 279–286.
2. **Шалин, Р.Е.** Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов [Текст] / Р.Е. Шалин, И.Л. Светлов, Е.Б. Качанов [и др.].— М.: Машиностроение, 1997.— 333 с.
3. **Гецов, Л.Б.** Расчетное определение ресурса рабочих и направляющих лопаток ГТУ. Часть 2. Монокристаллические материалы [Текст] / Л.Б. Гецов, В.Е. Михайлов, А.С. Семенов [и др.] // Газотурбинные технологии.— 2011. №8.— С. 18–25.
4. **Getsov, L.** A failure criterion for single-crystal superalloys during thermocyclic loading [Text] / L. Getsov, A. Semenov, A. Staroselsky // *Materiali in Tehnologije*.— 2008. Vol. 42, №1.— P. 3–12.
5. **Semenov, A.** Computer simulation of fatigue, creep and thermal-fatigue cracks propagation in gas-turbine blades [Text] / A. Semenov, S. Semenov, A. Nazarenko, L. Getsov // *Materiali in Tehnologije*.— 2012. Vol. 46, № 3.— С. 197–203.
6. **Гецов, Л.Б.** Особенности расчетного определения статической и термоциклической прочности охлаждаемых лопаток ГТУ [Текст] / Л.Б. Гецов, В.В. Кривоносова, Б.З. Марголин, О.В. Романова, А.С. Семенов // Тяжелое машиностроение.— 2013. № 3.— С. 11–21.
7. **Bahr, H.A.** Cracks in functionally graded materials [Text] / H.A. Bahr, H. Balke, T. Fett [et all.] // *Materials Science and Engineering: A*. 2003. Vol. 362, № 1–2.— P. 2–16.
8. **Semenov, A.S.** Contact-driven delamination and spalling of coatings due to cyclic shock heating [Text] / A.S. Semenov, H.A. Bahr, H. Balke, H.J. Weiss // *Thin Solid Films*.— 2005. Vol. 471, № 1–2.— P. 200–208.
9. **Назаренко, А.А.** Анализ кинетики роста трещин усталости, ползучести и термоусталости в лопатках ГТУ [Текст] / А.А. Назаренко, С.Г. Семёнов, А.С. Семёнов, Л.Б. Гецов // Морские интеллектуальные технологии.— 2011. №3.— С. 90–93.
10. **Hill, R.** A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals [Text] / R. Hill // *Proc. Royal Society of London, Ser. A*.— 1948. Vol. 193.— P. 281–297.
11. **Swanson, G.A.** Life prediction and constitutive models for engine hot section anisotropic materials [Text] / G.A. Swanson, R.C. Bill // *AIAA-85-1421*.— 1985.
12. **Nozhnitsky, Yu.A.** Damage mechanisms for thermomechanical fatigue of aircraft engines materials [Text] / Yu.A. Nozhnitsky, R.A. Doulnev, V.G. Soundyrin // *AGARD Conference Proceedings* 1996. Ess. 569.
13. **Магеррамова, Л.А.** Выбор модели анизотропии сплава для прочностных расчетов монокристаллических лопаток турбин газотурбинного двигателя с помощью современных программных комплексов [Текст] / Л.А. Магеррамова, Б.Е. Васильев // В кн.: *Совр. методы обеспечения прочностной надежности деталей авиационных двигателей*.— Труды ЦИАМ. № 1344.— М.: ТОРУС ПРЕСС, 2010.— С. 341–350.
14. **Фокин, Д.Ю.** Влияние анизотропии и ползучести материала на НДС лопаток газовой турбины [Текст] / Д.Ю. Фокин, Л.Б. Гецов, А.С. Семенов, Б.Е. Мельников // *Нелинейные проблемы механики и физики деформируемого твердого тела*. Вып. 9 / Под ред. Е.П. Колпака.— СПб: Изд-во СПбГУ, 2005.— С. 22–36.
15. **Семенов, А.С.** PANTOCRATOR— конечно-элементный программный комплекс, ориентированный на решение нелинейных задач механики [Текст] / А.С. Семенов // Труды V-й Междунар. конф. «Научно-технические проблемы прогнозирования и долговечности конструкций и методы их решения».— С.-Петербург. 14–17 октября 2003.— СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003.— С. 466–480.
16. **Тихомирова, Е.А.** Соппротивление деформированию и разрушению монокристаллического сплава для лопаток ГТД [Текст] / Е.А. Тихомирова, Л.Б. Гецов, А.С. Семенов, А.А. Наумов // *Неделя науки СПбГПУ. Инженерно-строительный факультет*.— СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2012.— С.439–440.
17. **Магеррамова, Л.А.** Влияние азимутальной ориентации в монокристаллических лопатках высокотемпературных газовых турбин на их напряженно-деформированное состояние и прочность [Текст] / Л.А. Магеррамова, Б.Е. Васильев // *Вестник УГАТУ*.— 2011.— С. 54–58.
18. **Cailletaud, G.A.** Micromechanical Approach to Inelastic Behaviour of Metals [Text] / G.A. Cailletaud // *Int. J. Plast.*— 1991. Vol. 8.— P. 55–73.
19. **Гецов, Л.Б.** Критерии разрушения поликристаллических и монокристаллических материалов при термоциклическом нагружении [Текст] / Л.Б. Гецов, А.С. Семенов // Труды ЦКТИ.— 2009. Вып. 296.— С. 83–91.
20. **Придорожный, Р.П.** Влияние кристаллографической ориентации на спектр собственных частот и форм колебаний монокристаллических рабочих лопаток турбин [Текст] / Р.П. Придорожный, А.В. Шереметьев, А.П. Зиньковский // *Вестник двигателестроения*.— 2006. №2.— С. 42–48.
21. **Мельникова, Г.В.** Влияние кристаллографической ориентации монокристалла и ее технологического разброса на частотный спектр турбинных лопаток [Текст] / Г.В. Мельникова, Б.Ф. Шорр // *Авиационно-космическая техника и технология*.— 2001. №26.— С. 140–144.

22. **Ножницкий, Ю.А.** О прочностной надежности монокристаллических рабочих лопаток высокотемпературных турбин перспективных ГТД [Текст] / Ю.А. Ножницкий, Е.Р. Голубовский // Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования.— Труды ЦКТИ.— Вып. 296.— СПб., 2009.— С. 74–82.

23. **Воробьев, Ю.С.** Анализ локализации напряжений при колебаниях лопаточного аппарата турбомашин [Текст] / Ю.С. Воробьев, К.Ю. Дьяконенко, В.Н. Романенко, М.А. Чугай // Прочность материалов и ресурс элементов энергооборудования.— Труды ЦКТИ. Вып. 296.— СПб., 2009.— С. 282–306.

24. **Vorobyov, Yu.S.** Vibration stress localization in turbomachine blading [Текст] / Yu.S. Vorobyov, V.N. Romanenko, M.A. Storozhenko, O.V. Tyshkovets, K.Yu. Dyakonenko // Proceedings of the 3rd Korea-Ukraine Gas Turbine Technology Symposium (Korea Institute of Machinery & Materials), 1–9.— Korea, Daejeon, 20–23 November 2006.

25. **Воробьев, Ю.С.** Анализ локализации напряжений при колебаниях рабочих колес и охлаждаемых лопаток ГТД [Текст] / Ю.С. Воробьев, К.Ю. Дьяконенко, С.Б. Кулишов, А.Н. Скрицкий // Вестник НТУ «ХПИ».— 2008. №35— С. 29–43.

26. **Воробьев, Ю.С.** Особенности распределения вибрационных напряжений в монокристаллических лопатках с повреждениями [Текст] / Ю.С. Воробьев,

М.А. Чугай // *Авиационно-космическая техника и технология*.— 2011. №10(87).— С. 123–126.

27. **Мельников, Б.Е.** Многомодельный анализ упругопластического деформирования материалов и конструкций. современное состояние [Текст] / Б.Е. Мельников, А.С. Семенов, С.Г. Семенов // Труды ЦНИИ им. акад. А. Н. Крылова.— 2010. № 53.— С. 85–92.

28. **Гецов, Л.Б.** Сопротивление термической усталости монокристаллического сплава [Текст] / Л.Б. Гецов, Н.И. Добина, А.И. Рыбников, А.С. Семенов [и др.] // Проблемы прочности.— 2008. №5.— С. 54–71.

29. **Гецов, Л.Б.** Сопротивление термической усталости жаропрочных сплавов [Текст] / Л.Б. Гецов, А.И. Рыбников, А.С. Семенов // Теплоэнергетика.— 2009. № 5.— С. 51–58.

30. **Гецов, Л.Б.** Сопротивление деформированию и разрушению монокристаллических сплавов при статическом и термоциклическом нагружении [Текст] / Л.Б. Гецов, А.И. Рыбников, А.С. Семенов [и др.] // Надежность и безопасность энергетики.— 2012. № 18.— С. 53–62.

31. **Vorobiov Yu.S.** Vibration characteristics of cooled single-crystal gas turbine blades [Text] / Yu.S. Vorobiov, K.Iu. Dyakonenko, S.B. Kulishov, A.N.Skritskij, R.Rzadkowski // VETOMAC VIII Int. Conf. in Vibration Eng. and Technology of Machinery.— Gdansk, Poland.— 2012.— P. 1–8.

REFERENCES

1. **Vorobiev Yu.S., Getsov L.B., Melnikov B.Ye., Semenov A.S.** Problemy vibratsionnogo sostoyaniya fundamentov, seysmo-stoykosti i prochnosti turbomashin. Chast 1 [Tekst] // Nauchno-tehnicheskiye vedomosti SPbGPU.— 2013. № 3(178).— S. 279–286. (rus.)

2. **Shalin R.Ye., Svetlov I.L., Kachanov Ye.B. [i dr.]**. Monokristally nikelovykh zharoprochnykh splavov [Tekst]. Moskva: «Mashinostroyeniye», 1997.— 333 s. (rus.)

3. **Getsov L.B., Mikhaylov V.Ye., Semenov A.S. [i dr.]**. Raschetnoye opredeleniye resursa rabochikh i napravlyayushchikh lopatok GTU. Chast 2 [Tekst] // Monokristallicheskiye materialy. Gazoturbinnyye tekhnologii.— 2011. №8.— S. 18–25. (rus.)

4. **Getsov L., Semenov A., Staroselsky A.** A failure criterion for single-crystal superalloys during thermocyclic loading [Tekst] // Materiali in Tehnologije.— 2008. Vol. 42, №1.— P. 3–12.

5. **Semenov A., Semenov S., Nazarenko A., Getsov L.** Computer simulation of fatigue, creep and thermal-fatigue cracks propagation in gas-turbine blades [Tekst] // Materiali in Tehnologije.— 2012. Vol. 46, № 3.— С. 197–203. (rus.)

6. **Getsov L.B., Krivosova V.V., Margolin B.Z., Romanova O.V., Semenov A.S.** Osobennosti raschetnogo opredeleniya staticheskoy i termotsiklicheskoy prochnosti

okhlazhdayemykh lopatok GTU [Tekst] // Tyazheloye mashinostroyeniye.— 2013. № 3.— S. 11–21. (rus.)

7. **Bahr H.A., Balke H., Fett T. [et all.]**. Cracks in functionally graded materials [Text] // Materials Science and Engineering: A.— 2003. Vol. 362, № 1–2.— P. 2–16.

8. **Semenov A.S., Bahr H.A., Balke H., Weiss H.J.** Contact-driven delamination and spalling of coatings due to cyclic shock heating [Tekst] // Thin Solid Films.— 2005. Vol. 471, № 1–2.— P. 200–208. (rus.)

9. **Nazarenko A.A., Semenov S.G., Semenov A.S., Getsov L.B.** Analiz kinetiki rosta treshchin ustalosti, polzuchesti i termoustalosti v lopatkakh GTU [Tekst] // Morskiye intellektualnyye tekhnologii.— 2011. №3.— S. 90–93. (rus.)

10. **Hill R.** A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals [Tekst] // Proc. Royal Society of London, Ser. A.— 1948. Vol. 193. P. 281–297. (rus.)

11. **Swanson G.A., Bill R.C.** Life prediction and constitutive models for engine hot section anisotropic materials [Text] // AIAA.— 1985. Vol. 85.— S. 1421.

12. **Nozhnitsky Yu.A., Doulnov R.A., Soundyryn V.G.** Damage mechanisms for thermomechanical fatigue of aircraft engines materials [Tekst].— AGARD Conference Prociding. 1996.— S. 569.

13. **Magerramova L.A., Vasilyev B.Ye.** Vybora modeli anizotropii splava dlya prochnostnykh raschetov monokristallicheskiykh lopatok turbin gazoturbinnogo dvigatelya s pomoshchyu sovremennykh programmnykh kompleksov [Tekst].— V kn.: «Sovr. metody obespecheniya prochnostnoy nadezhnosti detaley aviatsionnykh dvigateley». Trudy TsIAM. № 1344.— M.: Torus press, 2010.— S. 341–350. (rus.)
14. **Fokin D.Yu., Getsov L.B., Semenov A.S., Melnikov B.Ye.** Vliyaniye anizotropii i polzuchesti materiala na NDS lopatok gazovoy turbiny [Tekst].— V kn.: «Nelineynyye problemy mekhaniki i fiziki deformiruyemogo tverdogo tela» / pod red. Ye. P. Kolpaka.— SPb: Izd-vo SPbGU, 2005.— Vyp. 9.— S. 22–36. (rus.)
15. **Semenov A.S.** PANTOCRATOR— konechno-elementnyy programmnyy kompleks, oriyentirovanny na resheniye nelineynykh zadach mekhaniki [Tekst].— Trudy V Mezhdunarodnoy konferentsii «Nauchno-tekhnicheskiye problemy prognozirovaniya i dolgovechnosti konstruksiy i metody ikh resheniya». S.-Peterburg. 14–17 oktyabrya 2003.— SPb.: Izd-vo SPbGPU, 2003.— S. 466–480. (rus.)
16. **Tikhomirova Ye.A., Getsov L.B., Semenov A.S., Naumov A.A.** Soprotivleniye deformirovaniyu i razrusheniyu monokristallicheskogo splava dlya lopatok GTD [Tekst].— «Nedelya nauki SPbGPU. Inzhenerno-stroitelnyy fakultet».— 2012.— S.439–440. (rus.)
17. **Magerramova L.A., Vasilyev B.Ye.** Vliyaniye azimutalnoy oriyentatsii v monokristallicheskiykh lopatkakh vysoko-temperaturnykh gazovykh turbin na ikh napryazhenno-deformirovannoye sostoyaniye i prochnost [Tekst] // Vestnik UGATU.— 2011.— S. 54–58. (rus.)
18. **Cailletaud G.A.** Micromechanical Approach to Inelastic Behaviour of Metals [Tekst] // Int. J. Plast.— 1991. Vol. 8.— P. 55–73.
19. **Getsov L.B., Semenov A.S.** Kriterii razrusheniya polikristallicheskiykh i monokristallicheskiykh materialov pri termotsiklicheskom nagruzhении [Tekst] // Trudy TsKTI.— 2009. Vyp. 296.— S. 83–91. (rus.)
20. **Pridorozhnyy R.P., Sheremetyev A.V., Zinkovskiy A.P.** Vliyaniye kristallograficheskoy oriyentatsii na spektr sobstvennykh chastot i form kolebaniy monokristallicheskiykh rabochikh lopatok turbin [Tekst] // Vestnik dvigatelestroyeniya.— 2006. №2.— S.42–48. (rus.)
21. **Melnikova G.V., Shorr B.F.** Vliyaniye kristallograficheskoy oriyentatsii monokristalla i yeye tekhnologicheskogo razbroza na chastotnyy spektr turbinnyykh lopatok [Tekst] / Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya.— 2001. №26.— S. 140–144. (rus.)
22. **Nozhnitskiy Yu.A., Golubovskiy Ye.R.** O prochnostnoy nadezhnosti monokristallicheskiykh rabochikh lopatok vysokotemperaturnykh turbin perspektivnykh GTD [Tekst] // «Prochnost materialov i resurs elementov energooborudovaniya». Trudy TsKTI.— SPb.— 2009. Vyp. 296.— S. 74–82. (rus.)
23. **Vorobiov Yu.S., Dyakonenko K.Yu., Romanenko V.N., Chugay M.A.** Analiz lokalizatsii napryazheniy pri kolebaniyakh lopatochnogo apparata turbomashin [Tekst] // «Prochnost materialov i resurs elementov energooborudovaniya». Trudy TsKTI.— SPb, 2009. Vyp. 296.— S. 282–306. (rus.)
24. **Vorobiov Yu.S., Romanenko V.N., Storozhenko M.A., Tyshkovets O.V., Dyakonenko K.Yu.** Vibration stress localization in turbomachine blading [Text] // Proceedings of the 3rd Korea-Ukraine Gas Turbine Technology Symposium (Korea Institute of Machinery & Materials), 1–9.— Korea, Daejeon, 20–23 November 2006.
25. **Vorobiov Yu.S., Dyakonenko K.Yu., Kulishov S.B., Skritskiy A.N.** Analiz lokalizatsii napryazheniy pri kolebaniyakh rabochikh koles i okhlazhdayemykh lopatok GTD [Tekst] // Vestnik NTU «KhPI».— 2008. №35— S. 29–43. (rus.)
26. **Vorobiov Yu.S., Chugay M.A.** Osobennosti raspredeleniya vibratsionnykh napryazheniy v monokristallicheskiykh lopatkakh s povrezhdeniyami [Tekst] // Aviatsionno-kosmicheskaya tekhnika i tekhnologiya. 2011.— №10(87).— S. 123–126. (rus.)
27. **Melnikov B.Ye., Semenov A.S., Semenov S.G.** Mnogomodelnyy analiz uprugoplasticheskogo deformirovaniya materialov i konstruksiy. sovremennoye sostoyaniye [Tekst] // Trudy TsNII im. akad. A.N. Krylova.— 2010. № 53.— S. 85–92. (rus.)
28. **Getsov L.B., Dobina N.I., Rybnikov A.I., Semenov A.S., Staroselskiy A.A., Tumanov N.V.** Soprotivleniye termicheskoy ustalosti monokristallicheskogo splava [Tekst] // Problemy prochnosti.— №5, 2008.— S. 54–71. (rus.)
29. **Getsov L.B., Rybnikov A.I., Semenov A.S.** Soprotivleniye termicheskoy ustalosti zharoprochnnykh splavov [Tekst] // Teploenergetika.— 2009. № 5.— S. 51–58. (rus.)
30. **Getsov L.B., Rybnikov A.I., Semenov A.C., Grigoryev A.V., Tikhomirova Ye.A.** Soprotivleniye deformirovaniyu i razrusheniyu monokristallicheskiykh splavov pri staticheskom i termotsiklicheskom nagruzhении [Tekst] // Nadezhnost i bezopasnost energetiki.— 2012. № 18.— S. 53–62. (rus.)
31. **Vorobiov Yu.S., Dyakonenko K.Yu., Kulishov S.B., Skritskiy A.N., Rzakowski R.** Vibration characteristics of cooled single-crystal gas turbine blades [Tekst] // VETOMAC VIII. Int Conference in Vibration. Eng. and Technology of Machinery.— Gdansk, Poland.— 2012.— P. 1–8.

СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ

ВОРОБЬЕВ Юрий Сергеевич, — доктор технических наук профессор заведующий отделом нестационарных механических процессов Института проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного Национальной академии наук Украины; 61046, ул.Дм. Пожарского, 2/10, Харьков, Украина; e-mail: vorobiev@ipmach.kharkov.ua

ГЕЦОВ Леонид Борисович, — доктор технических наук профессор кафедры сопротивления материалов Санкт-Петербургского государственного политехнического университета; 195251, ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: guetsov@yahoo.com

МЕЛЬНИКОВ Борис Евгеньевич, — доктор технических наук профессор заведующий кафедрой сопротивления материалов Санкт-Петербургского государственного политехнического университета; 195251, ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: kafedra@ksm.spbstu.ru

СЕМЕНОВ Артем Семенович, — кандидат физико-математических наук доцент кафедры механики и процессов управления Санкт-Петербургского государственного политехнического университета; 195251, ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: Semenov.Artem@googlemail.com

AUTHORS

VOROBIOV Yurii S, — National Ukrainian Academy of Sciences, Institute of Machinery Problems; Dm.Pozharskyj st., 2/10 Kharkov 61046, Ukraine; e-mail:

vorobiev@ipmach.kharkov.ua

GETSOV Leonid B. — St. Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnicheskaya Str. 29, St. Petersburg, Russia; e-mail: guetsov@yahoo.com

MELNIKOV Boris E. — St. Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnicheskaya Str. 29, St. Petersburg, Russia; e-mail: kafedra@ksm.spbstu.ru

SEMENOV Artem S. — St. Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnicheskaya Str. 29, St. Petersburg, Russia; e-mail: Semenov.Artem@googlemail.com