

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ ВРЕМЕНИ ВЫДЕРЖКИ И КРИСТАЛЛОГРАФИЧЕСКОЙ ОРИЕНТАЦИИ МОНОКРИСТАЛЛИЧЕСКИХ КОРСЕТНЫХ ОБРАЗЦОВ НА ТЕРМОУСТАЛОСТНУЮ ПРОЧНОСТЬ

Монокристаллические сплавы на никелевой основе [1] широко используются в качестве конструкционных материалов для рабочих лопаток газотурбинных двигателей (ГТД) [2]. Термоусталостная прочность таких материалов с анизотропией механических свойств еще не до конца изучена. Целью данной работы является исследование влияния выдержки при максимальной температуре и кристаллографической ориентации (КГО) монокристаллов по отношению к оси нагружения на термоусталостную долговечность, определяемую на основе четырехчленного деформационного критерия [3,4] с использованием результатов конечно-элементного (КЭ) моделирования натуральных экспериментов.

Для исследования термоусталостной прочности в НПО ЦКТИ разработана установка (рис. 1) [2], на которой проводятся эксперименты с использованием плоских корсетных образцов. Зафиксированный двумя болтами, корсетный образец (рис. 2) периодически нагревается путем пропускания электрического тока, что приводит к возникновению в центральной рабочей части значительных осевых знакопеременных напряжений.



Рис. 1. Установка для проведения термоусталостных испытаний.

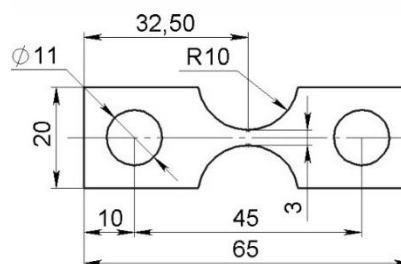


Рис. 2. Геометрия корсетного образца для термоусталостных испытаний.

Расчеты напряженно-деформированного состояния и долговечности, а также их последующая экспериментальная верификация, проводились для сплавов ВЖМ4 и ВИНЗ.

Моделирование неупругого деформирования корсетного образца выполнялось с учетом зависимости свойств сплавов от температуры, анизотропии механических свойств корсетного образца, неравномерного распределения температуры вдоль образца, механических контактов между болтом и образцом и температурного расширения материала образца.

Термомеханическая задача решалась в 2-х конечно-элементных постановках:

- с учетом оснастки и болтов;
- без учета оснастки и болтов (упрощенная формулировка [5]).

Длина представительного объема образца в упрощенной формулировке задачи определялась на основе сравнения пластических деформаций в середине образца и перемещений в контрольных точках, измеряемых в эксперименте. Задача решалась в трехмерной квазистатической постановке. Задавались условия симметрии: фиксировались

перемещения по оси y на грани xz (см. рис. 3) и фиксировались перемещения по оси x на грани yz . На нижней стороне оснастки фиксировались перемещения по всем направлениям. Задавалось усилие предварительного натяжения в болте. Температурные распределения задавались из эксперимента при максимальной и минимальной температурах с линейной интерполяцией во времени. В КЭ расчетах использовались механические свойства сплава ВЖМ4 из статьи [6] (см. табл. 1). Механические свойства сплава ВИНЗ брались из статьи [7] (см. табл. 2). Для болтов и оснастки принимались механические свойства стали 45.

Таблица 1. Механические свойства ВЖМ4, используемые в КЭ расчетах.

T	$^{\circ}\text{C}$	20	700	800	900	1000	1050
E_{001}	МПа	130000	101000	96000	91000	86000	82000
ν	-	0.39	0.42	0.422	0.425	0.428	0.43
α	1/К	$1.11 \cdot 10^{-5}$	$1.68 \cdot 10^{-5}$	$1.74 \cdot 10^{-5}$	$1.87 \cdot 10^{-5}$	$2.1 \cdot 10^{-5}$	$2.3 \cdot 10^{-5}$
σ_{Y001}	МПа	846	950	-	-	-	820
n	-	8	8	8	8	8	8
A	$\text{МПа}^{-n} \text{c}^{-1}$	$1 \cdot 10^{-42}$	$3 \cdot 10^{-31}$	$1 \cdot 10^{-29}$	$1 \cdot 10^{-28}$	$2 \cdot 10^{-27}$	$1 \cdot 10^{-26}$

Таблица 2. Механические свойства ВИНЗ, используемые в КЭ расчетах.

T	$^{\circ}\text{C}$	20	500	700	900	1000	1050
E_{001}	МПа	126000	110000	104000	89000	80000	75000
ν	-	0.39	0.41	0.42	0.42	0.425	0.428
α	1/К	$1.21 \cdot 10^{-5}$	$1.33 \cdot 10^{-5}$	$1.4 \cdot 10^{-5}$	$1.5 \cdot 10^{-5}$	$1.57 \cdot 10^{-5}$	$1.6 \cdot 10^{-5}$
σ_{Y001}	МПа	555	800	930	910	645	540
n	-	3	3	3	3	3	3
A	$\text{МПа}^{-n} \text{c}^{-1}$	$1 \cdot 10^{-27}$	$8 \cdot 10^{-17}$	$2.3 \cdot 10^{-15}$	$6.5 \cdot 10^{-14}$	$3.5 \cdot 10^{-13}$	$8 \cdot 10^{-13}$

В упрощенной формулировке (рис. 3б) мы рассматриваем только образец без оснастки, в котором заданы нулевые перемещения на плоскостях симметрии xz и yz . На внешней грани, параллельной плоскости симметрии xz , были фиксированы перемещения в направлении оси x . Для исключения твердотельных перемещений некоторые точки были фиксированы в направлениях y и z .

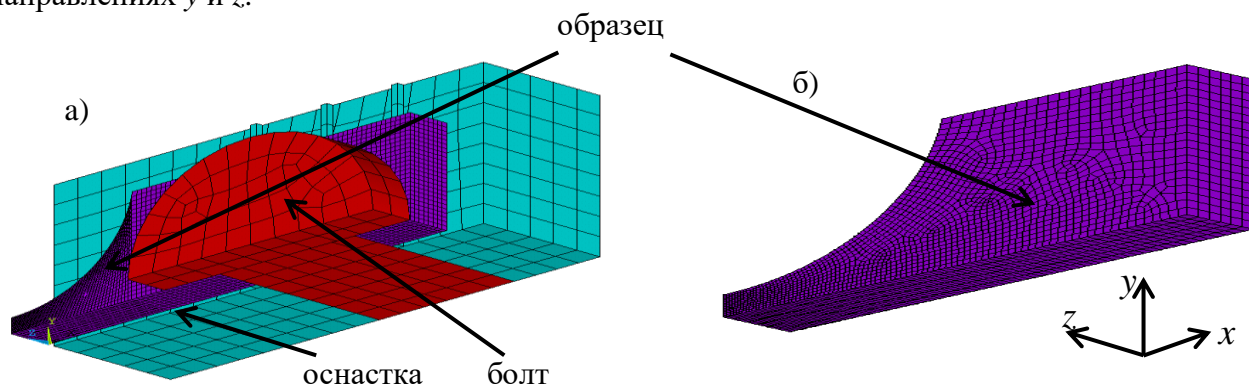


Рис. 3. Конечно-элементная модель: а) с учетом оснастки, (1/4 модели из-за симметрии), б) без учета оснастки (упрощенная постановка), (1/4 модели из-за симметрии).

Полная эффективная длина образца для сплава ВЖМ4 для нескольких температурных режимов составила 38 мм, а для ВИН3 – 43 мм [8]. При выполнении расчетов долговечности полная длина образца для всех сплавов была принята 40 мм.

Моделирование деформирования корсетного образца в упрощенной постановке проводилось с помощью КЭ программного комплекса PANTOCRATOR [9], который позволяет использовать микромеханические модели пластичности и ползучести [10]. Распределение температуры по пространству и времени задавалось на основе экспериментальных данных. Влияние выдержки при максимальной температуре и влияние КГО на количество циклов до образования макротрещины анализируется в диапазоне от 1 мин. до 1 часа для циклических режимов нагружения: максимальной температуры 1050 °С и разницы температур в 350 °С и 550 °С. Времена нагрева в цикле были 10с и 24с, времена охлаждения в цикле были 16 с и 15 с. КЭ модель и режим циклического нагрева для случая 700↔1050 °С показаны на рис. 4 и 5.

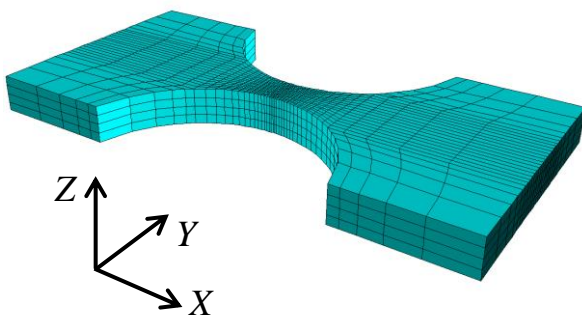


Рис. 4. КЭ-модель корсетного образца для термоусталостных испытаний.

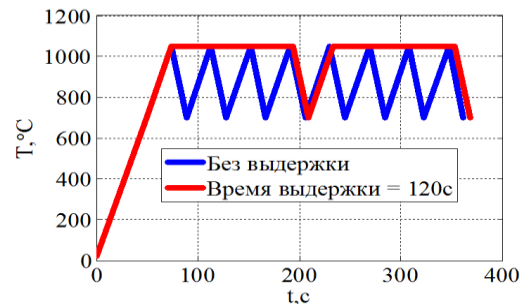


Рис. 5. Изменение температуры во времени в центральной точке образца (схема).

Расчет поврежденности и оценка числа циклов до образования магистральной трещины были сделаны на основе четырехчленного деформационного критерия [3,4]:

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

где первый и второй члены учитывают накопление пластической деформации и деформации ползучести в пределах цикла, третий и четвертый члены - односторонне накопленные пластическую деформацию (рэтчеттинг) и деформацию ползучести. Число циклов до образования макротрещины N определяется из условия $D = 1$. В расчетах принимались значения $k = 2$, $m = \frac{5}{4}$, $C_1 = (\varepsilon_r^p)^k$, $C_2 = (\frac{3}{4} \varepsilon_r^c)^m$, $\varepsilon_r^p = \varepsilon_r^c = \varepsilon_r = 0.13$ и 0.17 для ВЖМ4 и 0.18 для ВИН3 для предельных деформаций пластичности и ползучести при одноосном растяжении.

Рассмотрим оценку влияния времени выдержки на термоусталостную долговечность. Принимаем, что полная деформация ε при одноосном растяжении допускает аддитивное разложение $\varepsilon = \varepsilon_e + \varepsilon_p + \varepsilon_c + \varepsilon_t$, где ε_e - упругая деформация, ε_p - пластическая деформация, ε_c - деформация ползучести и ε_t - температурная деформация. Дифференцируя введенное соотношение в случае релаксации $\varepsilon = \text{const}$ и учитывая $\dot{\varepsilon}_p = \frac{\dot{\sigma}}{H}$, $\dot{\varepsilon}_c = A\sigma^n$ - закон Нортона, $1/E + 1/H = 1/E_T$ - касательный модуль, и деля полученное уравнение на σ^n , имеем:

$$\sigma^{-n} \dot{\sigma} = -A E_T \quad (2)$$

Разделяя переменные, интегрируя от t_0 до t , и используя закон Нортона, получаем:

$$\dot{\varepsilon}_c = A [\sigma_0^{1-n} + (n-1)A E_T (t - t_0)]^{\frac{n}{1-n}} \quad (3)$$

Вводя замену переменной $\tau = \sigma_0^{1-n} + (n-1)A E_T (t - t_0)$ и интегрируя от t_0 до t , приходим к выражению:

$$\Delta \varepsilon_c = \frac{\sigma_0}{E_T} \left\{ 1 - \left[1 + \frac{(n-1)E_T}{\sigma_0} A \sigma_0^n (t - t_0) \right]^{\frac{1}{1-n}} \right\}. \quad (4)$$

Используя упрощенный деформационный критерий (1) с учетом только 2 слагаемых, связанных с ползучестью: $\frac{\varepsilon_c^{accumul}}{\varepsilon_r} + N \left(\frac{\Delta \varepsilon_c}{\varepsilon_r} \right)^m = 1$, где N - число циклов до образования магистральной трещины, окончательно получаем:

$$N = \left(\frac{\varepsilon_r}{\frac{\sigma_0}{E_T} \left(1 - \left(1 + \frac{(n-1)E_T}{\sigma_0} A \sigma_0^n (t_{delay}) \right)^{\frac{1}{1-n}} \right)} \right)^m \cdot \left(1 - \frac{\varepsilon_c^{accumul}}{\varepsilon_r} \right), \quad (5)$$

где t_{delay} - время выдержки. В процессе вычислений было принято $E_T = 8.6 \cdot 10^4$ МПа для ВЖМ4 и $E_T = 7.5 \cdot 10^4$ МПа для ВИНЗ, $\sigma_0 = (\alpha_{20-T_{max}} \cdot T_{max} - \alpha_{20-T_{min}} \cdot T_{min}) \cdot E_T$ - начальные напряжения в процессе релаксации, $\alpha_{20-T_{max}}$ и $\alpha_{20-T_{min}}$ - коэффициенты линейного температурного расширения, $A = 1 \cdot 10^{-28}$ МПа $^{-n}$ с $^{-1}$ для ВЖМ4 и $A = 8 \cdot 10^{-13}$ МПа $^{-n}$ с $^{-1}$ для ВИНЗ, $n = 8$ для ВЖМ4 и $n = 3$ для ВИНЗ. Сравнение экспериментальных данных, аналитической аппроксимации (5) и КЭ расчета для сплавов ВЖМ4 и ВИНЗ показано на рис. 6.

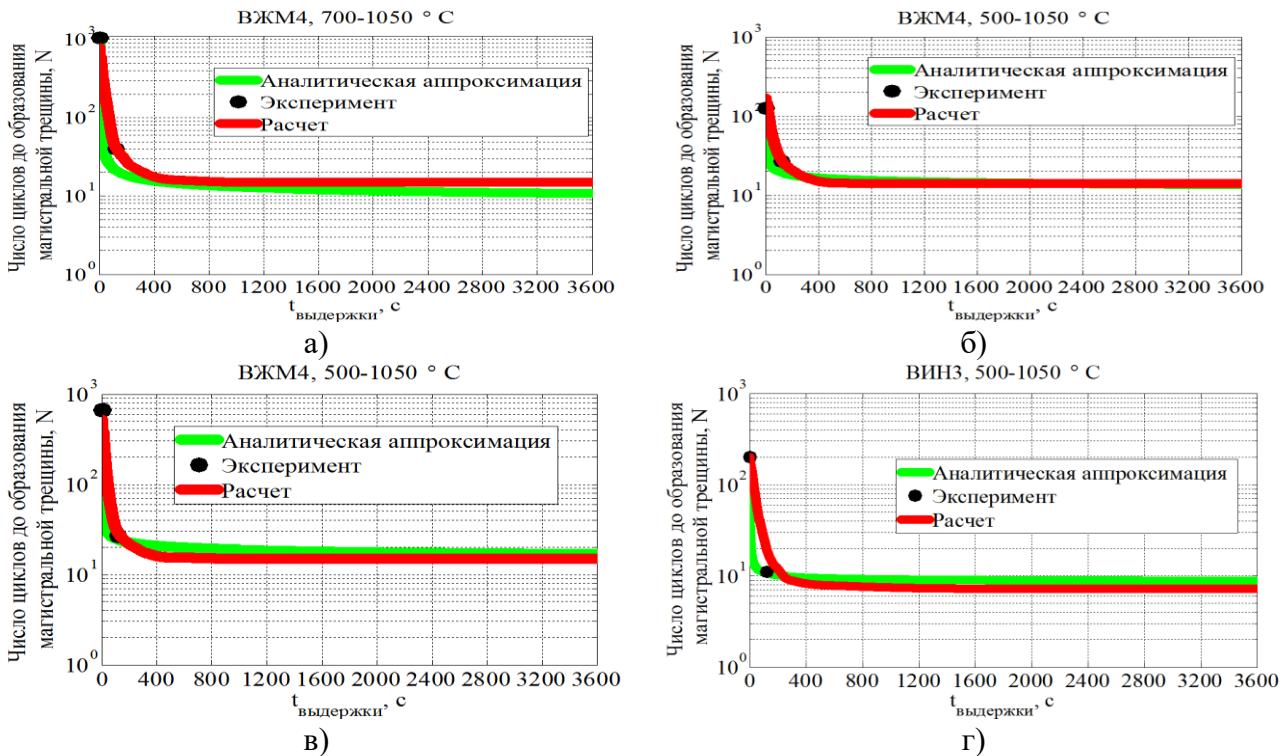


Рис. 6. Сравнение эксперимента, аналитической аппроксимации и результатов КЭ расчета для: а) сплава ВЖМ4, 700↔1050 °С, $t_{\text{нагр}} = 10$ с, $t_{\text{охл}} = 16$ с, $\varepsilon_r = 0.17$, б) сплава ВЖМ4, 500↔1050 °С, $t_{\text{нагр}} = 24$ с, $t_{\text{охл}} = 15$ с, $\varepsilon_r = 0.17$, в) сплава ВЖМ4, 500↔1050 °С, $t_{\text{нагр}} = 10$ с, $t_{\text{охл}} = 16$ с, $\varepsilon_r = 0.17$, г) сплава ВИНЗ, 500↔1050 °С, $t_{\text{нагр}} = 10$ с, $t_{\text{охл}} = 16$ с, $\varepsilon_r = 0.18$.

КГО образцов оказывает влияние на скорость ползучести и сопротивление термической усталости. Представляет значительный интерес оценка влияния выдержки при различных КГО на накопление термоусталостных повреждений. Результаты КЭ расчетов влияния КГО на термоусталостную долговечность для режима 500↔1050 °С сплава ВЖМ4 и режима 500↔1050 °С сплава ВИНЗ показаны на рис. 7. Полученные результаты вычислительных экспериментов указывают на то, что наибольшим сопротивлением термической усталости обладают образцы ориентации [001], а наименьшим [111] для всех рассмотренных материалов и режимов нагружения.

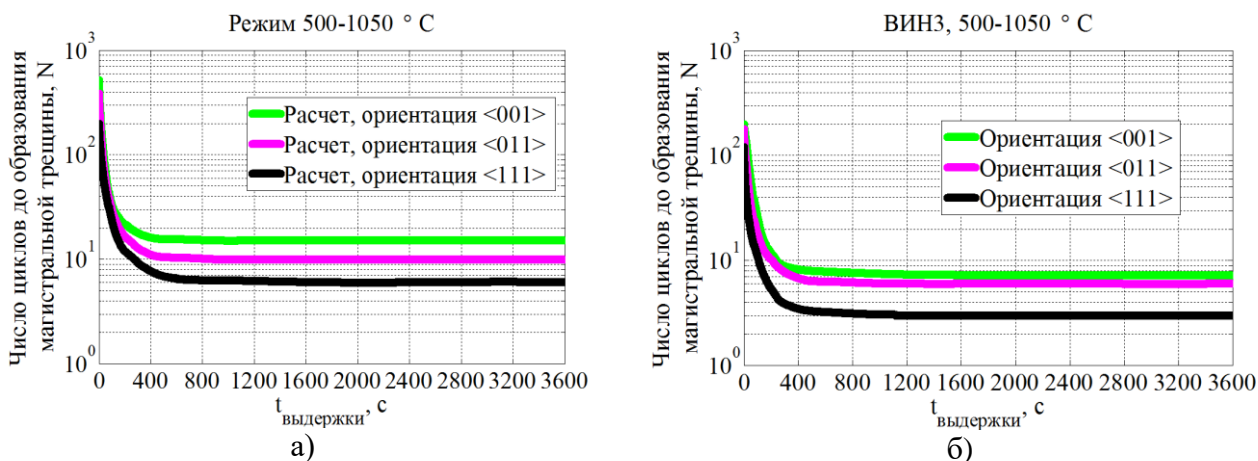


Рис. 7. Влияние КГО на термоусталостную прочность для: а) ВЖМ4, $500 \leftrightarrow 1050$ °С, $t_{\text{нагр}} = 10$ с, $t_{\text{охл}} = 16$ с, $\varepsilon_r = 0.17$, б) ВИНЗ, $500 \leftrightarrow 1050$ °С, $t_{\text{нагр}} = 10$ с, $t_{\text{охл}} = 16$ с, $\varepsilon_r = 0.18$.

Сравнение данных опытов с результатами КЭ расчетов и аналитических оценок влияния высокотемпературной выдержки на термоусталостную долговечность монокристаллических материалов, выполненных с использованием четырехчленного деформационного критерия (1) для различных режимов нагружения, показали удовлетворительную точность.

Исследование выполнено при финансовой поддержке гранта РФФИ No. 16-08-00845.

ЛИТЕРАТУРА:

1. Шалин Р.Е., Светлов И.Л., Качалов Е.Б. и др. Монокристаллы никелевых жаропрочных сплавов – М.: Машиностроение, 1997. – с.5.
2. Гецов Л.Б. Материалы и прочность деталей газовых турбин, в 2 кн. -Рыбинск: Газотурбинные технологии, 2010.
3. Семенов А.С., Гецов Л.Б. Критерии термоусталостного разрушения монокристаллических жаропрочных сплавов и методы определения их параметров // Проблемы прочности. 2014, № 1. – с.50-62.
4. Getsov L.B., Semenov A.S., Staroselsky A. A failure criterion for single-crystal superalloys during thermocyclic loading // Materials and technology. 2008. Vol. 42. - p. 3-12.
5. Май Ш., Семенов А.С. Моделирование процессов неупругого циклического деформирования монокристаллических образцов // Материалы XXXIX Недели науки СПбГПУ. 2010. Ч. V. с. 73-74.
6. Каблов Е.Н., Петрушин Н.В., Светлов И.Л., Демонис И.М. Никелевые литейные жаропрочные сплавы нового поколения. Юбил. науч.-техн. сб. Авиационные материалы и технологии. М: Труды ВИАМ. 2012. – с. 36-52.
7. Семенов С.Г., Гецов Л.Б., Семенов А.С., Петрушин Н.В., Оспенникова О.Г., Живушкин А.А. К вопросу о повышении ресурсных возможностей сопловых лопаток газотурбинных двигателей на основе использования нового монокристаллического сплава // Надежность, прочность, износостойкость машин и конструкций. 2016. №.4. – с. 30-38.
8. Savikovskii A.V., Semenov A.S., Getsov L.B. Thermo-electro-mechanical modeling of thermal fatigue failure process of corset sample from single-crystal nickel superalloys // Advanced problems in mechanics: proceedings of the XLVI summer school-conference. -SPb.: SPbPU and IPME RAS. -2018. – p.233.
9. Семёнов А.С. PANTOCRATOR - конечно-элементный программный комплекс, ориентированный на решение нелинейных задач механики / Труды V-ой Межд. конференции "Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций". СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003. С. 466-480.
10. Besson, J., Cailletaud, G., Chaboche, J.-L., Forest, S., Blétry, M.: Non-Linear Mechanics of Materials, Springer, 2010.