

УДК 539.3

**ОЦЕНКА УСТАЛОСТНОЙ ДОЛГОВЕЧНОСТИ КОМПАКТНОГО
ОБРАЗЦА С КОНЦЕНТРАТОРАМИ ПРИ ТЕРМОЦИКЛИЧЕСКОМ
НАГРУЖЕНИИ В УСЛОВИЯХ НЕОДНОРОДНОГО
НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ***

© 2016 г. **Волков И.А.^{1,2}, Игумнов Л.А.², Шишулин Д.Н.³,
Тарасов И.С.¹, Гусева М.А.¹**

¹*Волжский государственный университет водного транспорта,
Нижний Новгород, Российская Федерация*

²*Научно-исследовательский институт механики
Нижегородского государственного университета им. Н.И. Лобачевского,
Нижний Новгород, Российская Федерация*

³*Нижегородский государственный технический университет
им. Р.Е. Алексеева, Нижний Новгород, Российская Федерация*

igumnov@mech.unn.ru

Поступила в редакцию 01.06.2016

Рассмотрены основные физические закономерности процессов неупругого деформирования и накопления усталостных повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах) при различных сложных режимах термоциклического нагружения и основные подходы к моделированию указанных процессов. Отмечено, что правило линейного суммирования повреждений (гипотеза Пальмгрена – Майнера) в расчетах усталостной долговечности при блочных режимах термоциклического нагружения может приводить как к консервативной (с запасом), так и неконсервативной оценкам. Приведены результаты численного моделирования процессов блочного термоциклического деформирования и накопления усталостных повреждений в компактных образцах с концентраторами в условиях неоднородного напряженного состояния. Особое внимание уделено вопросам исследования процессов сложного термоциклического деформирования и накопления усталостных повреждений, сопровождающихся вращением главных площадок тензоров напряжений, полных и пластических деформаций, и процессам накопления усталостных повреждений. Сопоставление результатов проведенных расчетов с экспериментальными данными показало, что используемая модель поврежденной среды достоверно описывает опытные данные и может эффективно применяться для расчета кинетики накопления усталостных повреждений в материалах и конструкциях при блочных режимах термоциклического нагружения.

Ключевые слова: термоциклическая прочность, механика поврежденной среды, сложное деформирование, усталостная долговечность, прочность, макроскопическая трещина, разрушение.

* Выполнено при финансировании Программой государственной поддержки ведущих научных школ РФ (грант НШ-6944.2016.8).

Введение

Эффекты деформирования при термомеханическом нагружении определяются зависимостью физико-механических характеристик конструкционных материалов от температуры, наличием ограничений температурных деформаций и соотношением между скоростями механической и температурной деформаций [1–5].

Циклическое неизотермическое деформирование материала, в отличие от изотермического деформирования, представляет собой несбалансированный циклический процесс. Степень дисбаланса является функцией диапазона температурного цикла и сдвига фаз между циклами изменения температуры и механической деформации.

Объемная температурная деформация приводит, как правило, к многоосному процессу деформирования, вследствие чего появляются новые источники дисбаланса: напряженно-деформированное состояние (НДС) в любой точке цикла отличается от НДС в других точках.

Многоосность напряженно-деформированного состояния также является источником дисбаланса в термомеханических нагружениях. При одновременном механическом и температурном воздействии возникает, как правило, значительное вращение главных площадок тензоров напряжений и деформаций (непропорциональное деформирование), которое при наличии пластического деформирования приводит к несоосности тензоров напряжений, полных и пластических деформаций. Для моделирования таких процессов необходимо иметь соответствующие модели циклической термопластичности, учитывающие вращение главных площадок и несоосность тензоров напряжений, полных и пластических деформаций.

Неизотермическое деформирование конструкционных материалов по сравнению с изотермическим деформированием характеризуется рядом специфических особенностей [1]:

- нелинейной зависимостью напряжение–деформация даже в упругой области вследствие зависимости модулей упругости от температуры;
- неуровненностью диаграмм при симметричных циклах изменения механической деформации и сильной зависимостью формы петли гистерезиса (напряжение–деформация) от сочетания фаз изменения температуры и механической деформации.

Основными параметрами, определяющими темпы процессов термической усталости, являются: перепад температур (температурные градиенты), максимальная температура цикла, геометрические характеристики и условия закрепления элементов конструкций, физико-механические характеристики материалов (особенно коэффициент линейного температурного расширения), неоднородность (анизотропность) конструктивной композиции материалов.

Важный вывод из сравнительного анализа экспериментальных результатов по термомеханической усталости и изотермическим усталостным испытаниям заключается в том, что оценка долговечности по результатам изотермических испытаний при максимальной температуре цикла не является консервативной.

Снижение усталостной долговечности при термомеханическом нагружении происходит в результате действия дополнительных механизмов деградации, которые отсутствуют при изотермических нагружениях (металлургические изменения структуры материала, дополнительное деформационное старение, усиление влияния окружающей среды).

Большое влияние на долговечность при термоциклическом нагружении оказывают скорость изменения нагрузки и температуры и общая длительность цикла нагружения. Так, например, при симметричном циклическом деформировании с пилообразной формой цикла, когда в каждом цикле скорость деформации при растяжении меньше скорости деформации при сжатии (циклы «медленно-быстро»), наблюдается значительное снижение долговечности по сравнению с циклированием с постоянной скоростью деформации. Особенно большое влияние на долговечность при термоциклическом нагружении оказывает наличие выдержек при максимальной температуре цикла. Долговечность (в циклах) значительно снижается при наличии выдержки. Таким образом, при термоциклической усталости число циклов до разрушения становится недостаточной характеристикой долговечности материалов и конструкций и необходимо учитывать суммарное время до разрушения.

Характер разрушения при термоциклическом нагружении циклами различной длительности является следствием разных процессов повреждаемости, которые одновременно развиваются в материале при таком нагружении. Один процесс повреждаемости развивается за счет пластической деформации и зависит только от истории (последовательности) изменения нагрузки и не зависит от времени действия нагрузки. Повреждения при этом накапливаются в теле зерна, и при условии доминирования этого типа процесса повреждаемости разрушение имеет транскристаллитный характер. Второй процесс повреждаемости развивается за счет деформаций ползучести и зависит не только от деформационной, но и от временной истории нагружения, и приводит к накоплению повреждений по границам зерен (межкристаллитное разрушение). В циклах с длительными выдержками или при малой частоте нагружения долговечность определяется процессом повреждаемости за счет деформации ползучести (длительной прочностью). При испытаниях по пилообразному циклу большой частоты долговечность определяется циклическими пластическими деформациями – малоциклового усталостью. В промежуточной области нагружения оба процесса развиваются одновременно, проявляя после некоторого инкубационного периода синергетические эффекты взаимного влияния. Долговечность в этих условиях зависит от суммирования поврежденности в результате обоих процессов, причем суммирование за счет синергетических эффектов имеет сильно нелинейный характер.

Таким образом, несмотря на большое внешнее сходство явлений изотермической и неизотермической усталости, использовать результаты изотермической малоциклового усталости для оценки неизотермической усталостной долговечности следует с большой осторожностью.

Повреждение и разрушение материалов в основном обусловлено зарождением микродефектов, их ростом и слиянием в макроскопические трещины. Описание механического поведения микродефектов не менее важно, чем описание развития макродефектов (трещин), в связи с чем в последние годы успешно развивается новое научное направление – механика поврежденной среды (МПС) [6–10].

В публикациях [6–8] с современных позиций МПС развита математическая модель, описывающая процессы циклического вязкопластического деформирования и накопления усталостных повреждений в конструкционных материалах (металлах и их сплавах) при многоосных непропорциональных путях комбинированного термомеханического нагружения. В [11] приводятся результаты численного моделирования циклического термопластического деформирования и накопления поврежде-

ний в жаропрочных сплавах (Nimonic 80A) при синфазном и противофазном циклическом термомеханическом нагружении. В статье [12] в целях качественной и количественной оценки модели проведено исследование влияния законов изменения механической деформации и температуры (вида траектории деформирования) на усталостную долговечность жаропрочного сплава Haynes 188 при непропорциональных режимах термомеханического нагружения.

В настоящей статье с использованием определяющих соотношений МПС [6–8] приведены результаты численных исследований закономерностей накопления усталостных повреждений в компактном образце с концентраторами при блочном термоциклическом нагружении в условиях неоднородного напряженного состояния. Результаты расчетов сравнивались с опытными данными [13].

Численные результаты

В большинстве экспериментальных исследований опыты на термоциклическую усталость были выполнены на тонкостенных трубчатых образцах в условиях одноосного напряженного состояния [1, 2, 4, 5, 14, 15].

В этой связи определенный интерес представляют экспериментально-теоретические исследования процессов накопления усталостных повреждений при нестационарном термоциклическом нагружении в условиях неоднородного напряженного состояния.

Для изучения закономерностей накопления усталостных повреждений была проведена серия испытаний на толстостенных образцах с концентраторами напряжений при блочных режимах нестационарного термоциклического нагружения [13]. Испытывались образцы из нержавеющей стали X18H9T, прошедшей предварительную термическую обработку, заключающуюся в нагреве до температуры $T = 1050\text{ }^{\circ}\text{C}$ с последующим охлаждением в воде. Образцы имели форму диска диаметром 25 мм и толщиной 5 мм с четырьмя продольными надрезами, нанесенными при помощи шлифовального круга большого диаметра (рис. 1). Профиль режущего края круга, соответствовавший форме и размерам надреза, постоянно контролировался под микроскопом в процессе изготовления каждого образца.

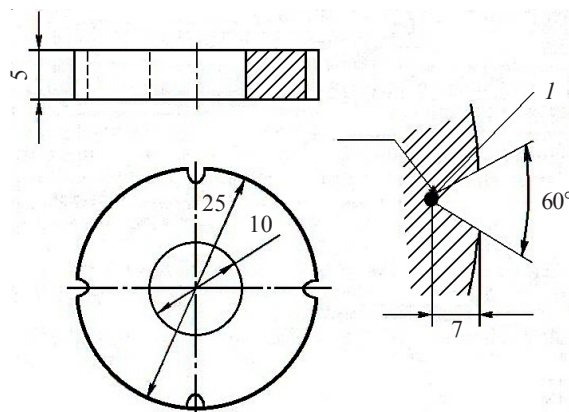


Рис. 1

Таким образом, месторасположение образующихся макротрещин в образце было заранее predetermined, число «опасных» зон (вершины надрезов на торцевой поверхности) в каждом образце равнялось восьми.

Термоусталостное нагружение осуществлялось циклическим нагревом и охлаждением образцов. Для этого использовали установку, состоящую из трубчатой электропечи, бака с проточной водой и автоматического устройства, которое позволяло через определенные промежутки времени перемещать образцы из печи в воду и обратно.

С ростом числа циклов нагружения возрастает плотность и коллективное взаимодействие развивающихся микроповреждений. Окончанием этой фазы процесса разрушения является образование начальной макротрещины длиной 0,05 мм. Эта величина и была принята как допуск, соответствующий образованию макротрещины. При большей длине наблюдалось появление встречных трещин с внутренней стороны образца, затем происходило разделение образца на части.

Момент образования макротрещины фиксировался при помощи микроскопа. Торцевые поверхности образцов осматривали через каждые 10 циклов. Так как в процессе смен температур поверхность образцов окислялась, то перед осмотром ее подвергали электрополировке.

Параметры двух режимов термоциклического нагружения в [13] представлены в таблице 1.

Таблица 1

Режимы термоциклических испытаний

Режим	T_{\max} , °C	T_{\min} , °C	$t_{\text{нагр}}$, МИН	$t_{\text{охл}}$, МИН
1	750	20	17	2
2	600	20	17	2

Время нагрева $t_{\text{нагр}} = 17$ мин обеспечивало полный прогрев образцов до заданной максимальной температуры T_{\max} . За время охлаждения $t_{\text{охл}} = 2$ мин температура по объему образца выравнивалась до T_{\min} .

Была принята следующая программа испытаний. Блочные режимы термоциклического нагружения реализовывались с помощью комбинации двух режимов нагружения: в режиме 1–2 сначала происходило нагружение в режиме 1, а затем осуществлялся переход на режим 2; в режиме 2–1 был принят обратный порядок перехода. Для осуществления стабильности термических режимов во всех испытаниях проводился строгий контроль температур.

В соответствии с принятой программой во время испытаний фиксировалось образование макроскопических трещин и проводилась статистическая обработка результатов экспериментов. В режимах 1–2 и 2–1 было испытано по 18 образцов в каждой программе испытаний.

Полученные экспериментальные данные свидетельствуют о заметном отклонении от правила линейного суммирования повреждений (гипотеза Пальмгрена – Майнера) [6, 16]. При переходе с «жесткого» режима на «мягкий» (режим 1–2) правило линейного суммирования повреждений приводило к ошибке в неконсервативную сторону:

$$\sum_i \frac{N_i}{N_{if}} = \frac{N_1}{N_{1f}} + \frac{N_2}{N_{2f}} < 1. \quad (1)$$

При переходе с «мягкого» режима на «жесткий» (режим 2–1)

$$\sum_i \frac{N_i}{N_{if}} = \frac{N_1}{N_{1f}} + \frac{N_2}{N_{2f}} > 1. \quad (2)$$

Правило линейного суммирования повреждений в этом случае приводило к ошибке в консервативную сторону (с запасом), что соответствует экспериментальным данным при блочных режимах механического нагружения ([6, 16] и имеющиеся там ссылки).

Численное решение задачи оценки усталостной долговечности компактного образца с концентраторами при термоциклическом нагружении было проведено в два этапа. На первом этапе для оценки полей напряжения и деформаций и кинетики НДС в «опасных» зонах (концентраторах напряжений) определялись температурные поля в образце путем решения нестационарной задачи теплопроводности для этапа разогрева образцов до температур 600 и 750 °С соответственно и их последующего охлаждения до температуры 20 °С.

Расчет распределения температур в рассматриваемой конструкции при заданных краевых условиях проведен с применением расчетного кода ANSYS также в два этапа (этап разогрева и этап охлаждения). Физические свойства нержавеющей стали X18H9T представлены в таблице 2.

Таблица 2

Физические свойства нержавеющей стали X18H9T

Температура, T , °С	Коэффициент теплопроводности λ , Вт/(м·К)	Плотность ρ , кг/м ³	Удельная теплоемкость, C , Дж/(кг·К)
20	15,0	7900	459
150	17,0	7840	477
350	20,5	7760	505
500	23,0	7690	519
750	27,0	7580	535

Этап разогрева. При расчете температурных полей в образце на этапе разогрева моделировалась работа трубчатой (распашной) печи. Поскольку испытания проводились в высокотемпературной печи, для которой процесс теплопередачи от нагревательных элементов к образцу осуществляется преимущественно за счет лучистого теплообмена, то влиянием конвективного теплообмена можно пренебречь.

Зависимость теплового потока q от температуры поверхности образца $T_{\text{пов}}$ при лучистом теплообмене определялась по формуле [17]:

$$q = k \left[\left(\frac{T_{\text{н.э.}}}{100} \right)^4 - \left(\frac{T_{\text{пов}}}{100} \right)^4 \right], \quad (3)$$

где $T_{\text{н.э.}}$ – температура нагревательного элемента; k – коэффициент, учитывающий эффективность печи, характеристики нагревательного элемента и металла образца ($k \cong 3,04 \text{ Вт}/(\text{м}^2 \cdot \text{К}^4)$).

В таблице 3 приведена зависимость теплового потока от температуры поверхности образца при численном моделировании нагрева образцов с $T = 20$ °С до $T = 600$ °С и $T = 750$ °С соответственно при лучистом теплообмене. Расчет температурных полей в образце проводился путем решения уравнения теплопроводности [18].

Таблица 3

Зависимость теплового потока от температуры поверхности образца при лучистом теплообмене

Нагрев от 20 до 750 °С		Нагрев от 20 до 600 °С	
$T_{\text{пов}}, \text{°C}$	$q, \text{Вт/м}^2$	$T_{\text{пов}}, \text{°C}$	$q, \text{Вт/м}^2$
20	9619	20	3940
100	9616	100	3937
150	9603	150	3924
200	9570	200	3891
300	9373	300	3694
400	8841	400	3162
500	7719	500	2040
750	0	600	0

На рис. 2 приведены расчетные данные по изменению температурных полей в компактном образце с выточками при его нагреве от $T = 20 \text{ °C}$ до $T = 750 \text{ °C}$. Видно, что при разогреве образца наблюдается небольшая разница температур по всему объему материала (не превышает 3 °C), что говорит об однородности температурного поля и процесса деформирования образца при нагреве по механизму всестороннего равномерного растяжения. Необратимых деформаций на этом этапе процесса термоциклического нагружения не образуется. Процессом накопления повреждений можно пренебречь.

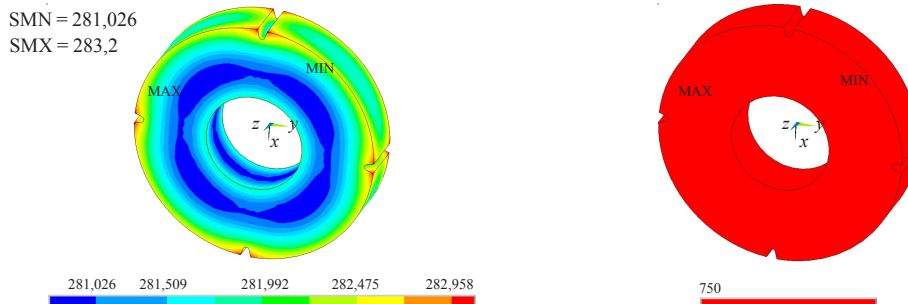


Рис. 2

Этап охлаждения. При охлаждении образца моделировался процесс конвективного теплообмена между наружной поверхностью образца и охлаждающей жидкостью (водой). При численном моделировании этапа охлаждения при конвективном теплообмене учитывался фазовый переход воды и кризис теплоотдачи [19]. На рис. 3 приведена зависимость коэффициента теплоотдачи α_T от температуры T .

Видно, что кривая кипения на рис. 3 имеет максимум (α_T^{max} – максимальное значение коэффициента теплоотдачи).

На кривой кипения воды при атмосферном давлении (см. рис. 3) на участке А теплообмен происходит по механизму конвекции, и пузырьки не образуются. При увеличении тепловой нагрузки в центрах парообразования начинается пузырьковое кипение (участок Б на рис. 3). По мере дальнейшего увеличения тепловой нагрузки цепочки из паровых пузырьков сливаются в струи пара, а при значительном увеличении тепловой нагрузки поверхность раздела струй «пар–жидкость» становится неустойчивой. В точке максимума кривой $\alpha_T = \alpha_T(T)$ механизм кипения резко

преобразуется, вследствие чего возникает кризис теплоотдачи с резким уменьшением коэффициента теплоотдачи. При этом, как на самой поверхности, так и вблизи нее, пузырьки непрерывно сливаются между собой, образуя большие паровые полости. В отдельных местах поверхности возникают «сухие» пятна, их число и размеры непрерывно растут по мере увеличения температуры поверхности. Это и определяет резкое снижение коэффициента теплоотдачи α_T и теплового потока q в области переходного режима кипения (участок В на рис. 3).

Интенсивность теплообмена в режиме пленочного кипения достаточно низкая (участок Г на рис. 3). Существенное уменьшение коэффициента теплоотдачи при пленочном кипении называется вторым кризисом теплоотдачи [19].

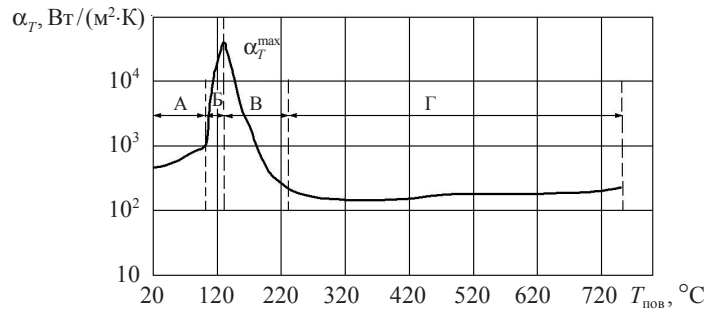


Рис. 3

Так как начальные температуры не превышали 750 °С, лучистый теплообмен в численных расчетах не учитывался [19]. При задании граничных условий теплообмена на поверхностях образца, контактирующих с каплей охлаждающей воды или окружающим воздухом, задавалось граничное условие: тепловой поток на границе пропорционален разности температур между границей и окружающей средой:

$$q|_{\Gamma} = \alpha_T (T_{\Gamma} - T_{OC}), \quad (4)$$

где T_{Γ} – температура на границе образца, T_{OC} – температура окружающей среды.

Расчет температурных полей в образце проводился путем численного решения уравнения теплопроводности [18].

На рис. 4, 5 представлены результаты численного моделирования кинетики температурных полей при охлаждении образцов в воде от температур 750 °С и 600 °С соответственно до 20 °С.

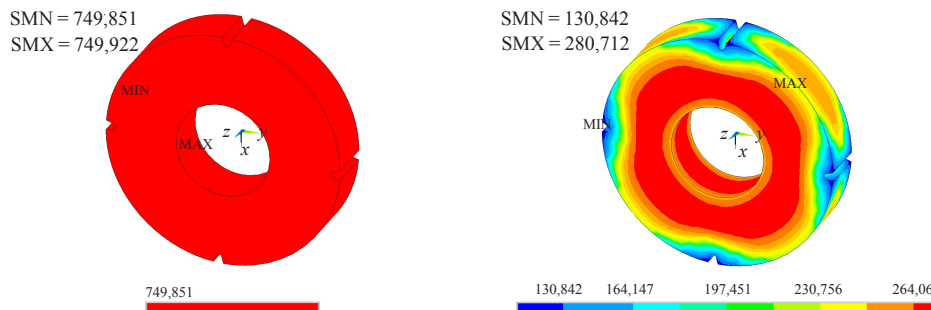


Рис. 4

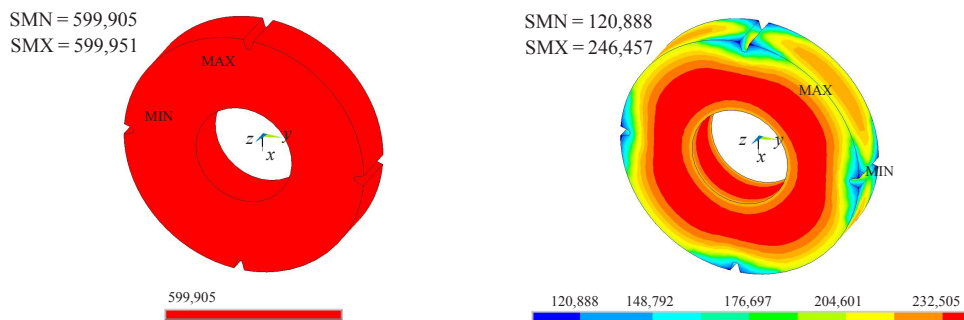


Рис. 5

Анализ численных расчетов показал, что наибольший перепад температуры при охлаждении образца от температуры 750 °С до 20 °С равен 150 °С, а при охлаждении от температуры 600 °С до 20 °С составляет 126 °С. На рисунках 4 и 5 видно, что поле температур по объему образца неоднородно и наиболее охлажденные области располагаются по торцевой поверхности выточек (концентраторов напряжений образцов).

На втором этапе с использованием определяющих соотношений МПС [6–8] численно решена задача оценки усталостной долговечности компактного образца с выточками при блочном термоциклическом нагружении в условиях неоднородного напряженного состояния.

Физико-механические характеристики нержавеющей стали X18H9T и материальные параметры модели МПС [6–8] приведены в таблицах 4–7.

Таблица 4

Физико-механические характеристики нержавеющей стали X18H9T

Характеристики	Температура T , °С				
	20	150	350	500	750
Модуль объемного сжатия K , МПа	162,5	153,6	140,2	131,1	113,2
Модуль сдвига G , МПа	75	71,7	65,8	61,7	53,6
Модуль Юнга E , МПа	195	186	171	160	139
Коэффициент температурного расширения $\alpha \cdot 10^5$, 1/град	1,66	1,68	1,78	1,83	1,91
Начальный радиус поверхности текучести C_p^0 , МПа	209	182	176	149	140
Модуль анизотропного упрочнения g_1 , МПа	20850	15670	13900	13210	12475
Модуль анизотропного упрочнения g_2	296	278	270	267	264

Таблица 5

**Значения модуля изотропного упрочнения q_1
в зависимости от длины пути монотонного пластического деформирования χ_m**

χ_m	0	0,002	0,004	0,006	0,008	0,010	0,015	0,020	0,030
$T = 20\text{ }^\circ\text{C}$									
q_1 , МПа	-17000	-4634	-810,9	371,1	736,5	849,5	897,3	899,9	900,0
$T = 150\text{ }^\circ\text{C}$									
q_1 , МПа	-14846	-4031	-704,4	322,4	647,5	733,5	779,5	781,7	782,2
$T = 350\text{ }^\circ\text{C}$									
q_1 , МПа	-11533	-3091	-540,6	247,4	510,5	555,1	598,2	599,9	601,0
$T = 500\text{ }^\circ\text{C}$									
q_1 , МПа	-9048	-2390	-417,7	191,2	407,8	421,3	462,2	463,5	465,1
$T = 750\text{ }^\circ\text{C}$									
q_1 , МПа	-4906	-1221	-213	97,5	156,6	198,3	235,63	236,3	238,6

Таблица 6

Зависимость критического значения работы разрушения W_p^f от температуры T

T , $^\circ\text{C}$	W_p^f , МДж/м ³
20	371
150	279
350	247
500	239
750	233

Таблица 7

**Зависимость работы W_a (значения энергии разрушения W_p в конце первой стадии
процесса накопления повреждений) от температуры T и значения радиуса
поверхности циклической памяти ρ_{\max}**

$T = 20\text{ }^\circ\text{C}$		$T = 150\text{ }^\circ\text{C}$		$T = 350\text{ }^\circ\text{C}$		$T = 500\text{ }^\circ\text{C}$		$T = 750\text{ }^\circ\text{C}$	
ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³	ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³	ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³	ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³	ρ_{\max} , МПа	W_a , МДж/м ³
0	249	0	187	0	165	0	143	0	131
10	233	10	175	10	155	10	132	10	125
20	175	20	160	20	135	20	115	20	111
30	125	30	95	30	83	30	75	30	69
35	47	35	35	35	31	35	27	35	25

На рис. 6 приведено распределение интенсивности пластических деформаций при максимальном градиенте температуры в объеме образца в конце режима термопластического нагружения 1 ($20\text{ }^\circ\text{C} \rightarrow 750\text{ }^\circ\text{C} \rightarrow 20\text{ }^\circ\text{C}$), а на рис. 7 – аналогичные зависимости для режима нагружения 2 ($20\text{ }^\circ\text{C} \rightarrow 600\text{ }^\circ\text{C} \rightarrow 20\text{ }^\circ\text{C}$) для второго цикла нагружения. Максимальные значения интенсивности пластических деформаций наблюдаются на торцевых поверхностях образца в районе концентратора напряжений (наиболее нагруженные зоны), где процессы накопления повреждений происходят наиболее быстро. Анализ результатов расчета кинетики НДС показал, что в наиболее нагруженной зоне реализуется напряженное состояние, близкое к плоскому напряженному состоянию (значение компоненты $\sigma_{33} = 25$ МПа тензора напряжений на порядок меньше значений компонент σ_{11} и σ_{22}).

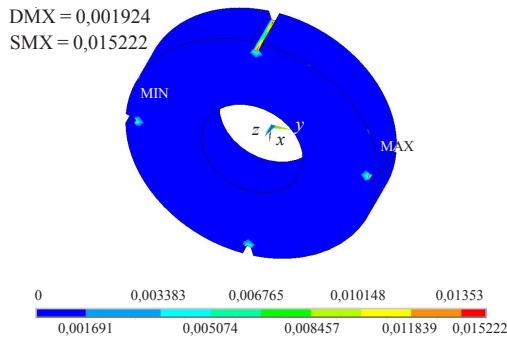


Рис. 6

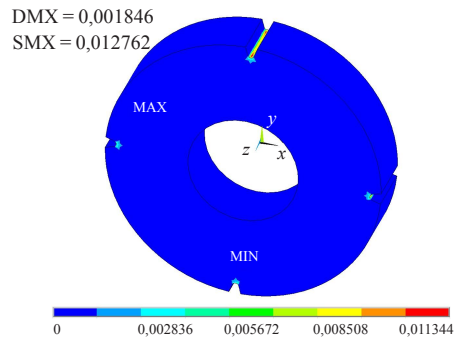


Рис. 7

На рис. 8 представлены зависимости изменения температуры и значений компонент тензора полных деформаций в наиболее нагруженной зоне от числа шагов (этапов) нагружения n для двух указанных режимов нагружения. Видно, что компоненты тензора деформаций e_{11} по отношению к e_{22} и e_{33} изменяются в противофазе, изменение температуры T по отношению к e_{11} происходит со сдвигом фазы. При этом рост деформаций происходит на этапе охлаждения в момент, когда коэффициент теплоотдачи имеет экстремальное значение – происходит резкое изменение значения коэффициента α_T .

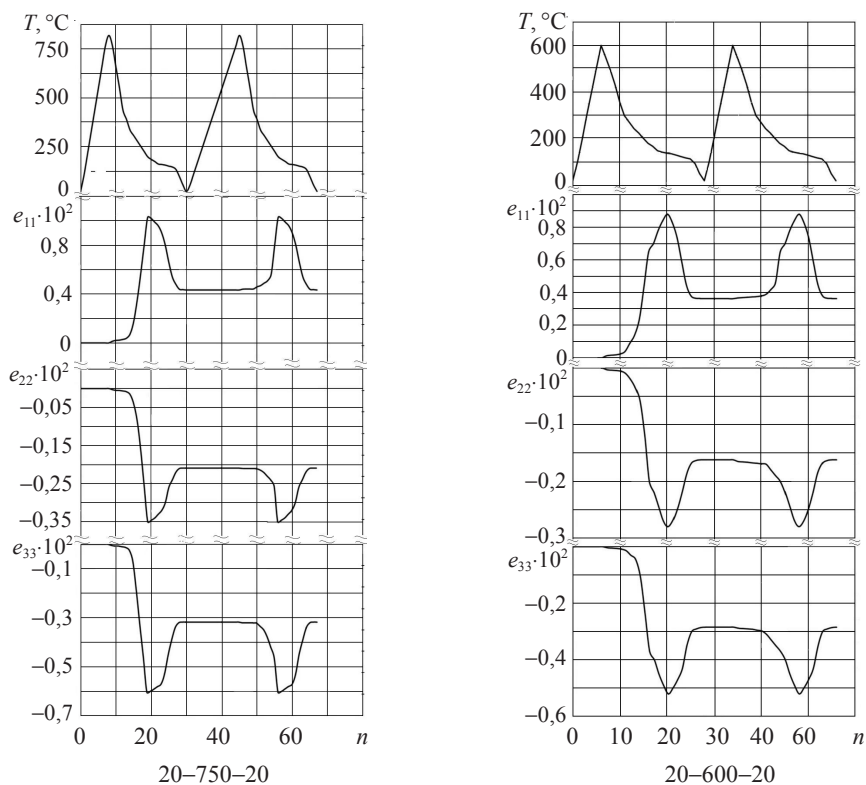


Рис. 8

На рис. 9 для наиболее нагруженной зоны (точка I на рис. 1) приведены петли циклического гистерезиса для режима нагружения 1 ($20^\circ\text{C} \rightarrow 750^\circ\text{C} \rightarrow 20^\circ\text{C}$), а на рис. 10 – петли гистерезиса для режима нагружения 2 ($20^\circ\text{C} \rightarrow 600^\circ\text{C} \rightarrow 20^\circ\text{C}$).

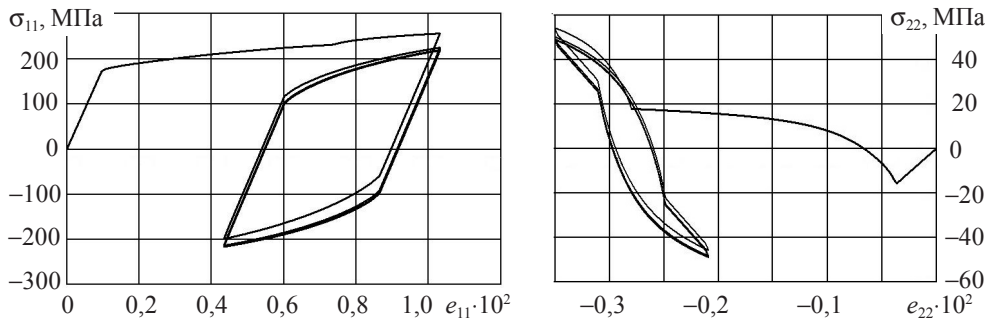


Рис. 9

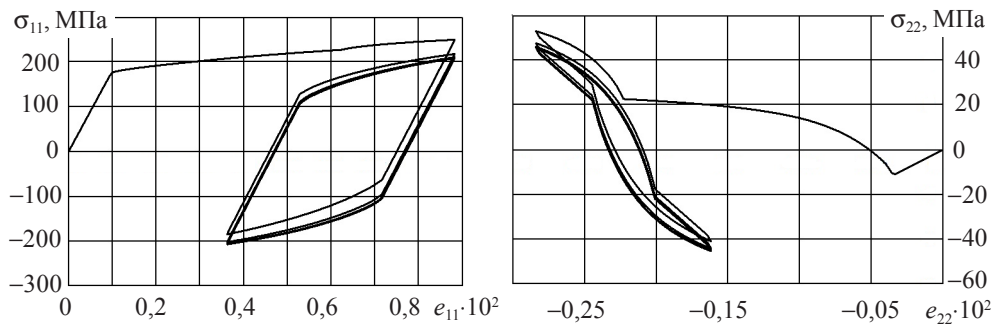


Рис. 10

На рис. 11 для точки *l* (см. рис. 1) показаны траектории нагружения (изменения компонент тензора напряжений σ_{ij}) для двух режимов нагружения. Анализ графиков показывает наличие вращения главных площадок тензоров (непропорциональность изменения компонент тензоров напряжений и деформаций) и несоосность тензоров напряжений, микронапряжений, полных и пластических деформаций.

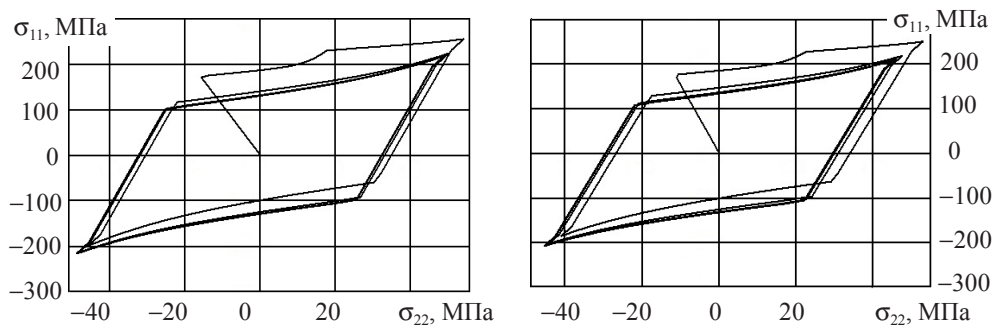


Рис. 11

На рис. 12 для указанной точки *l* представлены зависимости интенсивности тензора напряжений σ_n от интенсивности тензора деформаций e_n (диаграмма сложного деформирования материала) для двух вариантов расчета, характеризующие скалярные свойства материала.

Интегрирование эволюционных уравнений накопления усталостных повреждений [6–8] в точке *l* материала (см. рис. 1) позволяет исследовать влияние вида траектории деформирования на термическую усталость компактного образца с выточками (концентраторами напряжений) при одноблочных и двухблочных режимах

термоциклического нагружения. Численные результаты сравнивались с имеющимися опытными данными [15].

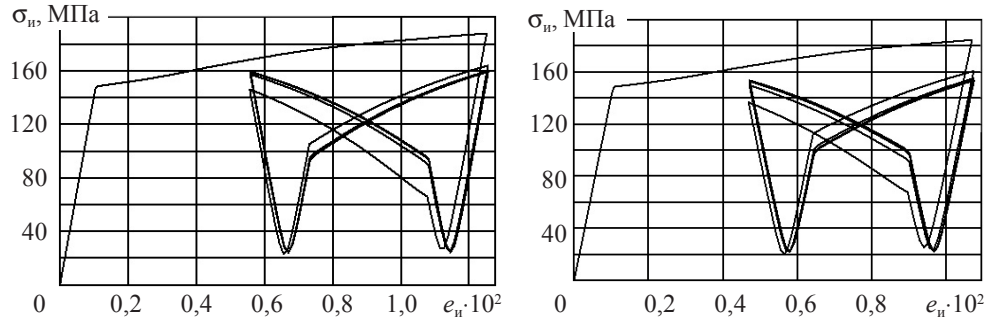


Рис. 12

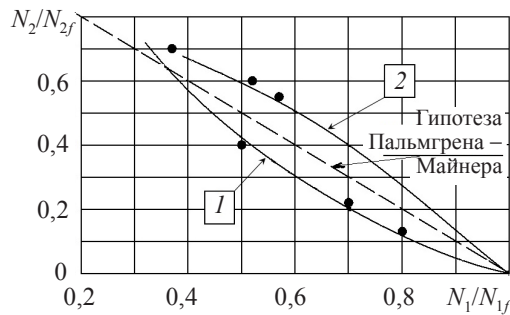


Рис. 13

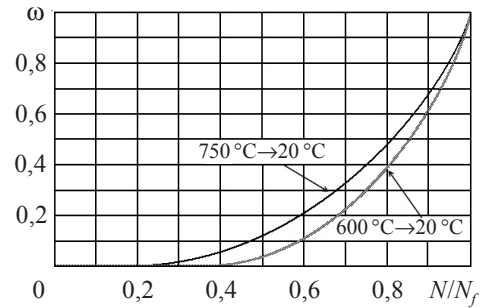


Рис. 14

Результаты расчетов и их сравнение с имеющимися опытными данными приведены на рис. 13, 14 и в таблице 8.

Таблица 8

Число циклов до разрушения		
Режим термоциклического нагружения	Экспериментальное число циклов до разрушения N_f [13] (с учетом разброса экспериментальных данных)	Расчетное число циклов до разрушения N_f
1–2: 20 → 750 → 20	2500–3800	2620
2–1: 20 → 600 → 20	3500–4900	3860

В таблице 8 приведено число циклов до разрушения, полученное опытным и расчетным путем для двухблочных режимов термоциклического нагружения. Следует отметить большой (~ 50%) разброс опытных данных.

На рис. 13 приведена зависимость относительной наработки материала при двухблочных режимах термоциклического нагружения (кривая 1 – режим 1–2; кривая 2 – режим 2–1). Сплошными линиями представлены экспериментальные результаты; круглыми маркерами – расчетные данные. Видно качественное и приемлемое для инженерных расчетов количественное совпадение опытных и расчетных данных.

В условиях двухблочного термоциклического нагружения по режиму 1–2 (кривая 1 на рис. 13) гипотеза линейного суммирования повреждений дает ошибку в неконсервативную сторону.

В условиях двухблочного термоциклического нагружения по режиму 2–1 гипотеза Пальмгрена – Майнера дает ошибку в консервативную сторону (с запасом), что соответствует полученным опытным данным [13].

На рис. 14 приведены расчетные зависимости кривых накопления повреждений от относительного числа циклов до разрушения для двух режимов термоциклического нагружения 1–2 и 2–1.

Таким образом, сравнение численных и экспериментальных результатов усталостной долговечности компактного образца с выточками в условиях неоднородного напряженного состояния при блочных режимах термоциклического нагружения позволяет сделать вывод о достоверности определяющих соотношений модели МПС [6–8] при термической усталости. Подход, основанный на правиле линейного суммирования повреждений Пальмгрена – Майнера, может привести при расчете усталостной долговечности элементов конструкций как к консервативной, так и неконсервативной оценке. Этот вывод подтверждает экспериментальные и теоретические исследования зарубежных и отечественных авторов [6, 8, 16].

Заключение

Проведена оценка достоверности модели поврежденной среды [6–8] путем сопоставления результатов численных расчетов с известными из литературы опытными данными по термической усталостной долговечности компактных образцов с концентраторами при блочном термоциклическом нагружении в условиях неоднородного напряженного состояния, которая подтверждает правильность моделирования процессов сложного циклического термоциклического деформирования и усталостной долговечности материалов и конструкций.

Исследована возможность использования правила линейного суммирования повреждений Пальмгрена – Майнера при блочных термоциклических режимах нагружения. Показано, что такой подход при расчетах усталостной долговечности при нерегулярном нагружении может приводить как к консервативной (с запасом), так и к неконсервативной оценке.

Список литературы

1. Hulford G.R. Low cycle thermal fatigue. Mechanics and mathematical methods. *Thermal stress II*. Ch. 6. Elsevier Science Publishers B.V., 1987. P. 329–428.
2. *Исследование малоциклового прочностии при высоких температурах*. Под ред. С.В. Серенсена. М.: Наука, 1975. 236 с.
3. Корум, Сартори. Оценка современной методологии проектирования высокотемпературных элементов конструкций на основе экспериментов по их разрушению. *Теоретические основы инженерных расчетов*. 1988. №1. С. 104–118.
4. Bernard-Connolly M., Biron A., Bue-Quic T. Low-cycle fatigue behaviour and cumulative damage effect of SA-516-70 steel at room and high temperature. *Journal Random Fatigue Life Predictions Asme Publ.* 1980. P. 297–302.
5. Гусенков А.П., Казанцев А.Г. Прочность при малоцикловом и длительном циклическом нагружении и нагреве. *Машиноведение*. 1979. №3. С. 59–65.
6. Волков И.А., Коротких Ю.Г. *Уравнения состояния вязкоупругопластических сред с повреждениями*. М.: Физматлит, 2008. 424 с.
7. Волков И.А., Коротких Ю.Г., Тарасов И.С. Моделирование сложного пластического деформирования и разрушения металлов при многоосном непропорциональном нагружении. *ПМТФ*. 2009. Т. 50, №5. С. 193–205.
8. Волков И.А., Шишулин Д.Н., Казаков Д.А., Пичков С.Н. Моделирование основных

закономерностей процесса деформирования и накопления повреждений в конструкционных материалах на базе концепции механики поврежденной среды. *Проблемы прочности и пластичности*. 2012. Вып. 74. С. 16–27.

9. Леметр Ж. Континуальная модель повреждения, используемая для расчета разрушения пластичных материалов. *Труды Амер. об-ва инж.-мех. Сер. Д. Теорет. основы инж. расчетов*. 1985. Т. 107, №1. С. 90–98.

10. Murakami S., Imaizumi T. Mechanical description of creep damage and its experimental verification. *J. Mec. Theor. Appl.* 1982. V. 1. P. 743–761.

11. Коротких Ю.Г., Волков И.А., Игумнов Л.А., Шишулин Д.Н., Тарасов И.С. Моделирование процессов неупругого деформирования и разрушения жаропрочных сплавов при циклическом термомеханическом нагружении *Проблемы прочности и пластичности*. 2015. Вып. 77, № 4. С. 329–343.

12. Коротких Ю.Г., Волков И.А., Игумнов Л.А., Шишулин Д.Н., Гусева М.А. Моделирование сложного пластического деформирования и накопления усталостных повреждений в жаропрочных сплавах при комбинированном термомеханическом нагружении. *Проблемы прочности и пластичности*. 2016. Т. 78, №1. С. 45–59.

13. Соболев Н.Д., Егоров В.И., Пирогов Е.Н. Изучение накопления повреждений в условиях неоднородного напряженного состояния при термоусталостном нагружении. *Прочность и деформация материалов в неравномерных физических полях*: Сб. статей под ред. Я.Б. Фридмана. М.: Атомиздат, 1968. Вып. II. С. 26–33.

14. Kalluri S., Bonacuse P.J. *An axial-torsional thermomechanical fatigue testing technique. Preparade for the Symposium on multiaxial fatigue and deformation testing techniques*. Denver, Colorado. May 15, 1995. 25 p.

15. Liang Jin, Pellox R.M., Xie Xishan Thermomechanical fatigue behavior of a nickel base superalloy. *Chin. J. Met. Sci. Technol.* 1989. V. 5. P. 1–7.

16. Коллинз Дж. *Повреждение материалов в конструкциях. Анализ, предсказание, предотвращение*. М.: Мир, 1984. 624 с.

17. Киселев Е.В., Кутьин В.Б., Матюхин В.И. *Электрические печи сопротивления: Учеб. пособие*. Уральский государственный технический университет. Екатеринбург, 2010. 79 с.

18. Ильюшин А.А. *Механика сплошной среды*. М.: Изд-во МГУ, 1990. 310 с.

19. Михеев М.А., Михеева И.М. *Основы теплопередачи*. Изд. 2-е. М.: Энергия, 1977. 344 с.

References

1. Hulford G.R. Low cycle thermal fatigue. Mechanics and mathematical methods. *Thermal stress II*. Ch. 6. Elsevier Science Publishers B.V., 1987. P. 329–428.

2. *Issledovanie malotsiklovoy prochnosti pri vysokikh temperatura*. Pod red. S.V. Serensena. M.: Nauka, 1975. 236 s.

3. Korum, Sartori. Otsenka sovremennoy metodologii proektirovaniya vysokotemperaturnykh elementov konstruktsey na osnove eksperimentov po ikh razrusheniyu. *Teoreticheskie osnovy inzhenernykh raschetov*. 1988. №1. S. 104–118.

4. Bernard-Connolly M., Biron A., Bue-Quic T. Low-cycle fatigue behaviour and cumulative damage effect of SA-516-70 steel at room and high temperature. *Journal Random Fatigue Life Predictions Asme Publ.* 1980. P. 297–302.

5. Gusenkov A.P., Kazantsev A.G. Prochnost' pri malotsiklovom i dlitel'nom tsiklicheskom nagruzhenii i nagreve. *Mashinovedenie*. 1979. №3. S. 59–65.

6. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G. *Uravneniya sostoyaniya vyzkouprugoplasticheskikh sred s povrezhdeniyami*. M.: Fizmatlit, 2008. 424 s.

7. Volkov I.A., Korotkikh Yu.G., Tarasov I.S. Modelirovanie slozhnogo plasticheskogo deformirovaniya i razrusheniya metallov pri mnogoosnom neproportsional'nom nagruzhenii. *PMTF*. 2009. T. 50, №5. S. 193–205.

8. Volkov I.A., Shishulin D.N., Kazakov D.A., Pichkov S.N. Modelirovanie osnovnykh zakonov protsessov deformirovaniya i nakopleniya povrezhdeniy v konstruktsionnykh materialakh na baze kontseptsii mekhaniki povrezhdennoy sredy. *Problemy prochnosti i plastichnosti*. 2012. Vyp. 74. S. 16–27.

9. Lemetr Zh. Kontinual'naya model' povrezhdeniya, ispol'zuemaya dlya rascheta razrusheniya plastichnykh materialov. *Trudy Amer. ob-va inzh.-mekh. Ser. D. Teoret. osnovy inzh. raschetov*. 1985. T. 107, №1. S. 90–98.
10. Murakami S., Imaizumi T. Mechanical description of creep damage and its experimental verification. *J. Mec. Theor. Appl.* 1982. V. 1. P. 743–761.
11. Korotkikh Yu.G., Volkov I.A., Igumnov L.A., Shishulin D.N., Tarasov I.S. Modelirovanie protsessov neuprugogo deformirovaniya i razrusheniya zharoprochnykh splavov pri tsiklicheskom termomekhanicheskom nagruzhenii *Problemy prochnosti i plastichnosti*. 2015. Vyp. 77, № 4. S. 329–343.
12. Korotkikh Yu.G., Volkov I.A., Igumnov L.A., Shishulin D.N., Guseva M.A. Modelirovanie slozhnogo plasticheskogo deformirovaniya i nakopleniya ustalostnykh povrezhdeniy v zharoprochnykh splavakh pri kombinirovannom termomekhanicheskom nagruzhenii. *Problemy prochnosti i plastichnosti*. 2016. T. 78, №1. S. 45–59.
13. Sobolev N.D., Egorov V.I., Pirogov E.N. Izuchenie nakopleniya povrezhdeniy v usloviyakh neodnorodnogo napryazhennogo sostoyaniya pri termoustalostnom nagruzhenii. *Prochnost' i deformatsiya materialov v neravnomernykh fizicheskikh polyakh*: Sb. statey pod red. Ya.B. Fridmana. M.: Atomizdat, 1968. Vyp. II. S. 26–33.
14. Kalluri S., Bonacuse P.J. *An axial-torsional termomechanical fatigue testing technique. Preparade for the Symposium on multiaxial fatigue and deformation testing techniques*. Denver, Colorado. May 15, 1995. 25 p.
15. Liang Jin, Pellox R.M., Xie Xishan Thermomechanical fatigue behavior of a nickel base superalloy. *Chin. J. Met. Sci. Technol.* 1989. V. 5. P. 1–7.
16. Kollinz Dzh. *Povrezhdenie materialov v konstruksiyakh. Analiz, predskazanie, predotvrashchenie*. M.: Mir, 1984. 624 s.
17. Kiselev E.V., Kut'in V.B., Matyukhin V.I. *Elektricheskie pechi soprotivleniya*: Ucheb. posobie. Ural'skiy gosudarstvennyy tekhnicheskiiy universitet. Ekaterinburg, 2010. 79 s.
18. Il'yushin A.A. *Mekhanika sploshnoy sredy*. M.: Izd-vo MGU, 1990. 310 s.
19. Mikheev M.A., Mikheeva I.M. *Osnovy teploperedachi*. Izd. 2-e. M.: Energiya, 1977. 344 s.

**ASSESSMENT OF THE FATIGUE LIFE OF THE COMPACT SAMPLE
CONCENTRATORS AT TEMPERATURE CYCLING CONDITIONS OF LOADING
IN INHOMOGENEOUS STRESS STATE**

**Volkov I.A.^{1,2}, Igumnov L.A.², Shishulin D.N.³,
Tarasov I.S.¹, Guseva M.A.¹**

¹*Volga State University of Water Transport, Nizhni Novgorod, Russian Federation*

²*Research Institute of Mechanics University of Nizhni Novgorod,
Nizhni Novgorod, Russian Federation*

³*Nizhni Novgorod State Technical University n.a. R.E. Alekseev,
Nizhni Novgorod, Russian Federation*

The basic physical laws of the processes of inelastic deformation and fatigue damage accumulation in structural materials (metals and their alloys) for various complex modes thermocyclic loading and main approaches to modeling these processes are considered. It is noted that the rule of linear summation of damage (hypothesis Palmgren – Miner) in the calculation of the fatigue life when block mode thermocyclic loading can lead to both conservative (with a stock) and non-conservative estimate. The results of numerical modeling of the block thermocyclic deformation and fatigue damage accumulation in compact specimens with concentrators in a nonuniform stress state are given. Particular attention is paid to the study of complex processes thermocyclic deformation and fatigue damage accumulation, accompanied by the rotation of the main areas of stress tensor, and full of plastic deformation and fatigue damage accumulation processes. Comparison of the results

of calculations carried out with experimental data showed that the model used in the article damaged the environment (MEAs) fairly describes the experimental data and can be effectively used for calculating the kinetics of fatigue damage accumulation in materials and structures under block mode thermocyclic loading.

Keywords: thermocyclic strength, mechanic damaged the environment, difficult deformation, fatigue life, strength, macroscopic crack, destruction.