

На правах рукописи



КАТАНАХА
Николай Александрович

ПОВЫШЕНИЕ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ГИБОВ
ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ПАРОПРОВОДОВ ТЭС

Специальность 05.14.14 – Тепловые электрические станции,
их энергетические системы и агрегаты

А в т о р е ф е р а т
диссертации на соискание ученой степени
кандидата технических наук

САНКТ-ПЕТЕРБУРГ – 2013

Работа выполнена на кафедре «Атомная и тепловая энергетика» в Федеральном государственном бюджетном образовательном учреждении высшего профессионального образования «Санкт-Петербургский государственный политехнический университет» (ФГБОУ ВПО «СПбГПУ»)

Научный руководитель

– *Гецов Леонид Борисович* – доктор техн. наук, старший научный сотрудник

Официальные оппоненты:

– *Судаков Александр Вениаминович* – доктор техн. наук, профессор, ОАО «Научно-производственное объединение по исследованию и проектированию энергетического оборудования им. И.И. Ползунова» (Санкт-Петербург), заместитель генерального директора по научной работе;

– *Бор Станислав Михайлович* – доктор техн. наук, профессор, НИИ кораблестроения и вооружения ВМФ ВУНЦ ВМФ «Военно-морская академия» (Санкт-Петербург), ведущий научный сотрудник.

Ведущая организация – *ОАО "Всероссийский дважды ордена Трудового Красного Знамени теплотехнический научно-исследовательский институт" (Москва).*

Защита состоится «17» декабря 2013 г. в 16-00 на заседании диссертационного совета Д 212.229.04 при ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный политехнический университет» по адресу: 195251, Санкт-Петербург, Политехническая ул., д. 29, в аудитории 411 ПГК

С диссертацией можно ознакомиться в Фундаментальной библиотеке ФГБОУ ВПО «Санкт-Петербургский государственный политехнический университет»

Автореферат разослан «15» ноября 2013 г.

Отзыв на автореферат, заверенный печатью учреждения, в двух экземплярах просим направить по вышеуказанному адресу на имя ученого секретаря диссертационного совета.

Факс: (812) 552 89 45,

Е-mail: kg1210@mail.ru

Ученый секретарь
диссертационного совета



К.А. Григорьев

ОБЩАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА РАБОТЫ

Актуальность проблемы. С повышением начальных параметров пара и мощности паротурбинных установок тепловых электростанций возрастает значение надёжности работы их главных паропроводов. Паропроводы тепловых электростанций – одна из основных систем ТЭС.

В практике эксплуатации ТЭС зарегистрирован ряд случаев аварийного выхода из строя оборудования в связи с повреждением гибов паропроводов. Разрушение гибов труб представляет большую опасность для обслуживающего персонала, которое может привести к человеческим жертвам, и наносит значительный материальный ущерб из-за длительных вынужденных простоев оборудования в результате аварий.

Для выяснения причин подобных повреждений и устранения возможности их появления при длительной эксплуатации необходимо иметь информацию о целом ряде факторов: технологии изготовления гибов, геометрии сечения гибов, их напряженно-деформированного состояния и его изменения при эксплуатации.

В паропроводах ТЭС реализуется сложный вид напряженного состояния, зависящий от конструктивных особенностей системы, изменяющийся во времени и отличающийся размерами зоны действия максимальных напряжений.

В связи с изложенным выше очевидна целесообразность выполнения работ по изучению процессов, происходящих в ходе эксплуатации гибов.

Отдельные разделы настоящей работы выполнены в рамках гранта Российского фонда фундаментальных исследований № 12-08-00-943, а также при поддержке Правительства Санкт-Петербурга в виде грантов для студентов, аспирантов, молодых учёных, молодых кандидатов наук за 2010 г.

Степень разработанности темы исследования. Расчёт на прочность гибов паропроводов осуществляется на основе нормативно-технической документации: РД 10-249-98 «Нормы расчёта на прочность стационарных котлов и трубопроводов пара и горячей воды» и СТО 17330282.27.100.005-2008 «Основные элементы котлов, турбин и трубопроводов ТЭС. Контроль состояния металла. Нормы и требования». В ряде работ отечественных (Е.А. Гриня, И.А. Данюшевского, М.С. Сайковой и др.) и зарубежных (J.P. Rouse, M.K. Samal и др.) авторов с целью определения ресурса гибов паропроводов используются расчёты методом конечных элементов. Однако внедрение таких методов расчёта в нормативно-техническую документацию требует проведения детальных исследований процессов неупругого деформирования, протекающих в гibaх паропроводов, и поиск оптимальных решений для их описания.

Цель и задачи работы. Цель настоящей работы – разработка современной методики прочностного расчёта гибов высокотемпературных паропроводов и получение необходимых данных, позволяющих осуществлять выбор наиболее подходящих материалов паропроводов на параметры пара 500...600 °С для ресурса 300 000 ч и более.

Для достижения поставленной цели решались следующие задачи:

1. Исследовать закономерности процессов ползучести материалов при больших временах (не менее 200 000 ч), изучить влияние наклепа на сопротивление ползучести. Провести анализ существующих моделей ползучести применительно к условиям эксплуатации гибов паропроводов.

2. Разработать модель ползучести, позволяющей адекватно описывать процессы ползучести применительно к малым и большим временам эксплуатации металла и методы определения ее параметров для применяемых для изготовления гибов паропроводов сталей 15X1М1Ф, 12X1МФ и 10X9МФБ в широком диапазоне температур и длительностей эксплуатации.

3. Разработать методику исследования напряженно-деформированного состояния и расчетной долговечности гибов высокотемпературных паропроводов с применением разработанной модели ползучести. Провести соответствующие расчеты применительно к гнутым и крутоизогнутым гибам паропроводов из разных сталей.

4. Разработать рекомендации для корректировки нормативно-технической документации, применяемой при проектировании, изготовлении и определении ресурса гибов паропроводов.

Методология исследования. Для решения поставленных задач использовались экспериментальные методы, предназначенные для получения данных по ползучести материалов, и расчётные методы, предназначенные для обработки и анализа полученных данных экспериментов с целью определения ресурса гибов паропроводов.

Научная новизна.

1. Разработана новая модель ползучести, позволяющая адекватно описывать процессы ползучести на всех трех стадиях применительно к малым и большим временам эксплуатации металла и методы определения ее параметров, обеспечивающие единственность решения.

2. Определены особенности напряженно-деформированного состояния при разных температурах и длительностях эксплуатации гибов паропроводов (различной конструкции и технологии изготовления), выполненных из разных материалов.

3. Разработана методика расчетно-экспериментального определения режима отпуска для снятия напряжений деталей из перлитных сталей и титановых сплавов.

4. Определены закономерности изменения овальности гибов из сталей 15X1М1Ф, 12X1МФ и 10X9МФБ во время длительной эксплуатации в диапазоне температур 500...600 °С.

5. Разработана методика определения параметров ползучести по результатам испытаний на релаксацию напряжений.

6. Подтверждена целесообразность использования стали 10X9МФБ для изготовления паропроводов при температурах до 600 °С.

Практическая ценность. На основании результатов проведенной работы разработана модель ползучести, позволяющая адекватно определять значения деформаций ползучести при больших временах. Разработаны рекомендации по

корректировке нормативно-технической документации, применяемой для определения остаточного ресурса гибов паропроводов.

Реализация работы. Даны рекомендации по использованию результатов исследования для определения остаточного ресурса гибов, находящихся в эксплуатации, и выбора материала паропроводов и гибов проектируемых ТЭС на параметры пара 600 °С с ресурсом 300 000 ч и более. Полученные результаты в настоящее время проходят процесс внедрения в стандарт предприятия СТО ЦКТИ-ВТИ «Методы расчета на прочность и ресурс элементов котлов и паропроводов».

Личный вклад автора. Автором проведен анализ состояния вопроса по определению долговечности гибов паропроводов, предложена новая модель ползучести, описывающая процессы накопления деформаций в металле во время длительной эксплуатации и на первой стадии ползучести. Разработана методика идентификация параметров предложенной модели ползучести и выполнены соответствующие расчеты для трубных сталей применительно к различным температурам эксплуатации. Проведены многочисленные расчеты напряженно-деформированного состояния двух типов гибов из разных материалов и определению их долговечности.

Достоверность и обоснованность полученных результатов подтверждаются высокой точностью и единственностью решений, точностью описания экспериментальных данных, имеющих в литературе и полученных в настоящей работе, согласованностью с отдельными результатами, полученными другими авторами.

Апробация работы. Результаты работы докладывались на научно-практических конференциях:

1. «XXXVIII Неделя науки СПбГПУ», г. Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2009 г.;
2. «Ресурс, надёжность и эффективность использования энергетического оборудования», г. Харьков, Института проблем машиностроения им. А.Н. Подгорного НАН Украины, 25-28 мая 2010 г.;
3. XXXIX Неделя науки СПбГПУ, г. Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2010 г.;
4. XL Неделя науки СПбГПУ, г. Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2011 г.;
5. «Конструкционная прочность материалов и ресурс оборудования АЭС», г. Киев, Институт проблем прочности им. Г.С. Писаренко НАН Украины, 02–05 октября 2012 г.;
6. XLI Неделя науки СПбГПУ, г. Санкт-Петербург, Санкт-Петербургский государственный политехнический университет, 2012 г.

Публикации. По материалам диссертации опубликовано 14 работ, в том числе 4 – в журналах из перечня ВАК.

Структура и объем работы. Диссертация состоит из введения, пяти глав, заключения и выводов, списка использованной литературы. Работа изложена на 110 страницах машинописного текста, содержит 41 рисунок и 27 таблиц. Библиографический список включает 106 наименований.

Положения, выносимые на защиту:

1. Единая модель долгосрочной и краткосрочной ползучести сталей;
2. Методика идентификация параметров модели и ее программная реализация;
3. Результаты определения параметров при разных температурах для трубных сталей: 10X9МФБ, 12X1МФ, 15X1М1Ф;
4. Процедура определения ресурса гибов паропроводов ТЭС с применением расчетов методом конечных элементов;
5. Результаты расчётного определения ресурса гибов паропроводов ТЭС, изготовленных из сталей: 10X9МФБ, 12X1МФ, 15X1М1Ф, на основе аналитических формул и расчётов, выполненных методом конечных элементов;
6. Результаты экспериментальных исследований ползучести материала 12X1МФ в состоянии полугорячего наклепа;
7. Рекомендации по использованию стали 10X9МФБ для гибов паропроводов с температурой пара 600 °С.

ОСНОВНОЕ СОДЕРЖАНИЕ РАБОТЫ

Во введении обоснована актуальность темы работы, сформулированы цель и задачи работы, отмечены научная новизна и практическая ценность полученных результатов, а также основные положения, выносимые на защиту.

В первой главе проанализированы основные вопросы, связанные с гибоми паропроводов: способы изготовления, применяемые материалы и их свойства; особенности эксплуатации гибов и их повреждения, возникающие при длительной эксплуатации, а также описаны существующие основные модели расчёта прочности и определения ресурса гибов паропроводов.

Гибы трубопроводов в процессе их эксплуатации находятся в сложных, тяжёлых и многофакторных условиях нагружения: давления; усилий самокомпенсации температурных расширений; весовых нагрузок; действия напряжений, обусловленных перепадом температур по толщине стенки; коррозионного воздействия среды (пара и изоляции) в условиях напряжений.

В настоящий момент существует два основных метода расчёта на прочность и определения ресурса гибов паропроводов: аналитический, регламентируемый нормативно-технической документацией, и численный, в основе которого лежит метод конечных элементов (МКЭ). Недостатками аналитического метода является значительная погрешность расчёта из-за несоответствия формы элементов исходным предпосылкам. Недостатками проведённых другими авторами расчётов МКЭ является не учёт первой стадии ползучести и её особенностей при больших временах, что в итоге приводит к более консервативной оценки ресурса гига. С другой стороны в них учитываются процессы повреждений металла, обуславливающие образование третьей стадии ползучести.

Таким образом, проведённый детальный анализ показывает, что для полного и достоверного расчёта ресурса гибов паропровода необходимо

использовать МКЭ с применением модели ползучести, отвечающей реальному процессу.

Во второй главе описаны методы исследования, используемые при изучении долговечности гибов. Обработка и аппроксимация результатов испытаний на ползучесть проводится с использованием метода наименьших квадратов, реализованного с использованием алгоритма Левенберга-Марквардта. Определение напряженно-деформированного состояния гибов производится МКЭ с учетом ползучести (по разным моделям). Испытания на ползучесть проводились в соответствии с ГОСТ3248-81 на образцах, предварительно, подвергнутых полугорячему наклепу в условиях растяжения. Для учета процессов коррозии используются литературные данные.

Для проведения расчётов используются программное обеспечение: MathCad, Solid Works, ANSYS и разработанные А.С. Семеновым PANTOCRATOR и CES.

В третьей главе проведён анализ новой модели ползучести материала и приведены результаты определения её параметров для трубных сталей.

Модель ползучести, ориентированная на анализ накопленных деформаций при больших сроках службы.

Для оценки напряженно-деформированного состояния деталей, работающих при высоких температурах, проводят расчеты на ползучесть, в которых в качестве характеристик материала чаще всего используют степенную аппроксимацию Нортона (1) или модель Содерберга (2).

$$\varepsilon^c = B\sigma^m t, \quad (1)$$

$$\varepsilon^c = A\sigma^k (1 - e^{-C\sigma^l t}) + B\sigma^m t, \quad (2)$$

где A, B, C, k, l, m – параметры материала, зависящие от температуры.

Преимуществом второй модели перед первой является возможность учёта первой стадии ползучести, которая определяет процессы релаксации напряжений на начальной стадии.

В работе установлено, что для описания процессов ползучести применительно к прогнозированию на длительные сроки эксплуатации необходима модернизация модели Содерберга (2). Модернизации обусловлена необходимостью учёта уменьшения скорости ползучести на второй стадии с течением времени (рисунок 1), характерным для испытаний большой длительности.

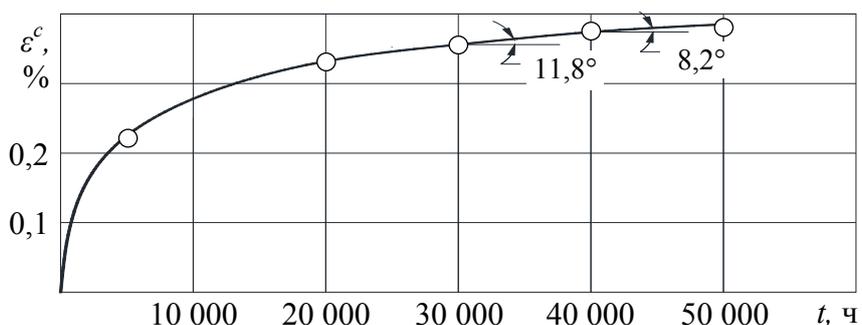


Рисунок 1 – Кривая ползучести, полученная А.А. Чижиком для стали 18X11МФБН (ЭП291Ш) $T = 550$ °С, $\sigma = 100$ МПа

Для достижения данной цели разработана модифицированная модель Содерберга (3):

$$\varepsilon^c = A\sigma^k(1 - e^{-Ct}) + Bt^{l+1}\sigma^m. \quad (3)$$

Для учёта третьей стадии напряжение σ в уравнении (3) было заменено на $\frac{\sigma}{1 - \omega}$, где ω – повреждение, вызванное накоплением деформаций ползучести. Скорость накопления повреждений $\dot{\omega}$ вычисляется согласно классической модели повреждаемости Качанова-Работнова по формуле (4):

$$\dot{\omega} = D \left(\frac{\sigma}{1 - \omega} \right)^p, \quad (4)$$

где D и p – постоянные материала, определяемые из значений предела длительной прочности.

Определение параметров модели ползучести для используемых материалов паропроводов.

Предложено два способа определения шести констант, как из результатов экспериментов на ползучесть, представленных в виде кривых ползучести или изохронных кривых, так и на релаксацию напряжений.

Определение параметров модели материала по кривым ползучести.

Процедура нахождения шести вышеуказанных коэффициентов включает следующие этапы:

1. В случае, если экспериментальные данные представлены в виде кривых ползучести, то для каждой кривой ползучести $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_g = const$ при каждом значении времени t_1, t_2, \dots, t_q определяются значения деформации ползучести ε^c (таблица 1):

Таблица 1 – Зависимость деформаций ползучести от напряжений и времени

	σ_1	σ_2	...	σ_g
t_1	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_1)$	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_1)$...	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_1)$
t_2	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_2)$	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_2)$...	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_2)$
...
t_q	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_q)$	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_q)$...	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_q)$

Если исходные экспериментальные данные представлены в виде изохронных кривых ползучести, то для каждого значения напряжения $\sigma_1, \sigma_2, \dots, \sigma_g$ при каждом значении времени t_1, t_2, \dots, t_q деформации ползучести определяются с использованием соотношения:

$$\varepsilon^c = \varepsilon - \varepsilon^e - \varepsilon^p, \quad (5)$$

где ε – полные деформации, ε^e – упругие деформации, ε^p – пластические деформации. Таким образом, использование изохронных кривых ползучести также позволяет представить экспериментальную информацию в виде зависимости $\varepsilon^c(\sigma_j, t_i)$ (таблица 1).

2. Константы материала (3) определяются методом наименьших квадратов с использованием экспериментальных данных, приведенных в таблице 1, на основе минимизации функционала:

$$L = \sum_{j=1}^g \sum_{i=1}^q [\varepsilon_{\text{experiment}}^c(\sigma_j, t_i) - A\sigma_j^k(1 - e^{-Ct_i}) - Bt_i^l \sigma_j^m t_i]^2. \quad (6)$$

Одновременное определение всех шести констант модели в случае значительного разброса экспериментальных данных приводит к потере сходимости итерационных процедур с использованием методов оптимизации Гаусса-Ньютона или Левенберга-Марквардта при выборе начальных значений не близких к оптимальным. Поэтому необходимо использовать подход двухуровневой идентификации, где на первом уровне определяются три фиктивные комбинации искомых констант и функций от напряжений и времени, группирующие отдельно константы, относящиеся к первой и второй стадиям ползучести, а на втором этапе на их основе независимо находятся уже сами искомые константы. В соответствии с этим на первом этапе для каждого интервала времени $[t_1, t_i]$, где $i = 3, 4, \dots, q$, и для каждого напряжения σ_j , где $j = 1, 2, \dots, g$, определяются параметры $a_{i,j}$, $b_{i,j}$, $c_{i,j}$ уравнения эквивалентного (3)

$$\varepsilon^c = a_{i,j}(1 - \exp(-c_{i,j}t)) + b_{i,j}t. \quad (7)$$

Результаты расчётов в общем виде можно представить в виде таблицы 2.

Таблица 2 – Значения коэффициентов уравнения (7)

	σ_1			σ_2			...			σ_g		
$[t_1, t_3]$	$a_{3,1}$	$b_{3,1}$	$c_{3,1}$	$a_{3,2}$	$b_{3,2}$	$c_{3,2}$	$a_{3,g}$	$b_{3,g}$	$c_{3,g}$
$[t_1, t_4]$	$a_{4,1}$	$b_{4,1}$	$c_{4,1}$	$a_{4,2}$	$b_{4,2}$	$c_{4,2}$	$a_{4,g}$	$b_{4,g}$	$c_{4,g}$
...
$[t_1, t_q]$	$a_{q,1}$	$b_{q,1}$	$c_{q,1}$	$a_{q,2}$	$b_{q,2}$	$c_{q,2}$	$a_{q,g}$	$b_{q,g}$	$c_{q,g}$

В качестве примера рассмотрен первый интервал времени $[t_1, t_3]$ при напряжении σ_1 , $i = 3$ и $j = 1$. Применение метода наименьших квадратов для определения параметров $a_{3,1}$, $b_{3,1}$, $c_{3,1}$ приводит к поиску решений системы уравнений

$$\begin{cases} \frac{\partial}{\partial a} \sum_{h=1}^i (\varepsilon^c(\sigma_1, t_h) - a_{3,1} \cdot (1 - e^{-c_{3,1}t_h}) - b_{3,1} \cdot t_h)^2 = 0 \\ \frac{\partial}{\partial b} \sum_{h=1}^i (\varepsilon^c(\sigma_1, t_h) - a_{3,1} \cdot (1 - e^{-c_{3,1}t_h}) - b_{3,1} \cdot t_h)^2 = 0. \\ \frac{\partial}{\partial c} \sum_{h=1}^i (\varepsilon^c(\sigma_1, t_h) - a_{3,1} \cdot (1 - e^{-c_{3,1}t_h}) - b_{3,1} \cdot t_h)^2 = 0 \end{cases} \quad (8)$$

В результате преобразований система трех нелинейных уравнений (8) может быть сведена к одному нелинейному уравнению $f(c_{3,1}) = 0$, не содержащему переменных $a_{3,1}$ и $b_{3,1}$. Определение значения коэффициента $c_{3,1}$ осуществляется методом половинного деления (дихотомии). По полученному

значению коэффициента $c_{3,1}$ определяются значения неизвестных переменных $a_{3,1}$ и $b_{3,1}$. Аналогичным образом определяются значения коэффициентов $a_{i,j}$, $b_{i,j}$, $c_{i,j}$ для оставшихся промежутков времени и напряжений.

На рисунке 2а представлен график функции $f(c_{i,j})$. Из графика видно, что функция $f(c_{i,j})$ пересекает ось абсцисс в интервале физически допустимых значений $c_{i,j}$ только в одной точке, что указывает на единственность полученного решения параметра $c_{i,j}$. Зависимость $b_{i,j}(c_{i,j})$ имеет монотонный характер (рисунок 2б), что также обеспечивает единственность коэффициента b .

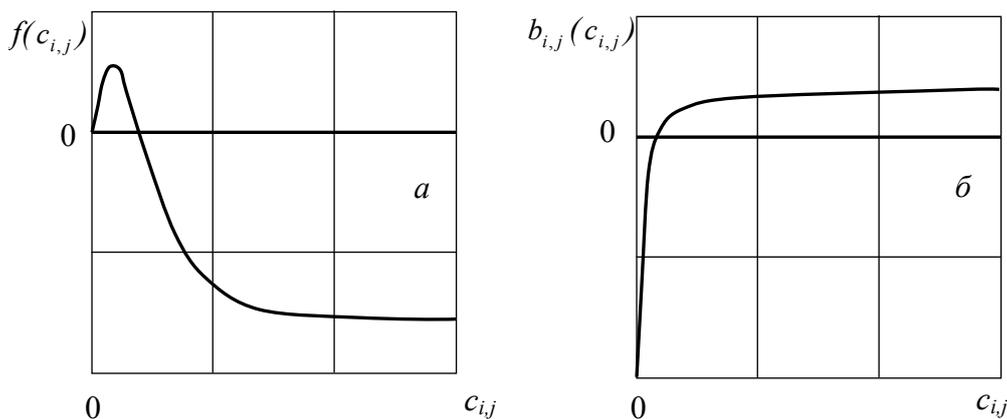


Рисунок 2 – Схематическое представление зависимостей: а) – $f(c_{i,j})$, б) – $b(c_{i,j})$

Сравнение выражений (3) и (7) приводит к равенству $b_{i,j} = Bt_i^l \sigma_j^m$. На основе полученных ранее параметров $b_{i,j}$ находятся коэффициенты B , l , m . Определение коэффициентов выполняется с помощью метода оптимизации Левенберга-Марквардта. Его реализация заключается в последовательном приближении заданных начальных значений коэффициентов к искомому локальному оптимуму.

На основе полученных коэффициентов B , l , m определяется деформация ползучести на второй стадии $\varepsilon_{II}^c = Bt_i^{l+1} \sigma^m$ и далее на первой стадии $\varepsilon_I^c = \varepsilon^c - \varepsilon_{II}^c$.

Вычисляются коэффициенты A , k , C первой стадии ползучести уравнения (3) также с помощью алгоритма Левенберга-Марквардта.

Представленная выше процедура реализована на языке программирования C++ и имплементирована в вычислительный пакет Constitutive Equation Studio v. 3.5 (CES v. 3.5).

Оценка точности аппроксимации кривых ползучести определяется по вычислению средней ошибки аппроксимации (COA):

$$COA = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left| \frac{y_i - \hat{y}_i}{y_i} \right| \cdot 100\%, \quad (9)$$

где: y_i, \hat{y}_i – фактические и рассчитанные значения деформации ползучести.

Обычно принимают, что значение COA не должно превышать 10...12 %.

Определение параметров модели материала по кривым релаксации напряжений.

Альтернативным предложенному выше методу нахождения параметров ползучести является подход определения констант материала на основе данных испытаний на релаксацию напряжений – характерном случае накопления деформации ползучести при уменьшающихся напряжениях.

Процесс чистой релаксации описывается уравнением:

$$\varepsilon = \varepsilon^e + \varepsilon^p + \varepsilon^c = const, \quad (10)$$

где $\varepsilon = \varepsilon^e(\sigma_0) + \varepsilon^p(\sigma_0) = \varepsilon_0$ – полная деформация в момент времени $t_0 = 0$ (предполагается $\varepsilon^c(t_0) = 0$); σ_0 – напряжение в момент времени $t_0 = 0$;

$\varepsilon^e(\sigma_0) = \frac{\sigma_0}{E}$ и $\varepsilon^p(\sigma_0)$ – упругая и пластическая деформации в момент времени

$t_0 = 0$; $\varepsilon^e = \frac{\sigma(t)}{E}$ – упругая деформация в момент времени t ; $\sigma(t)$ – остаточное

напряжение в момент времени t . Учитывая, что при однородном одноосном напряженном состоянии в процессе релаксации напряжения убывают, а значит, наблюдается пластическая разгрузка и уровень пластических деформаций остается постоянным, следствием (10) приходим к равенству:

$$\varepsilon^c(t) = \frac{\sigma_0}{E} - \frac{\sigma(t)}{E}. \quad (11)$$

Применяя уравнение (11), экспериментальные данные на релаксацию напряжений можно пересчитать в значения деформаций ползучести (таблица 3). Следует отметить, что деформации ползучести, полученные в результате вышеизложенных действий на основе экспериментальных данных релаксации напряжений, не равны деформациям ползучести, полученным из экспериментов на ползучесть при постоянных напряжениях.

Таблица 3 – Зависимость деформации ползучести от времени и напряжения при релаксации напряжений

Время	σ_1	Время	σ_2	...	Время	σ_g
t_1	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_1)$	t_1	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_1)$...	t_1	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_1)$
t_2	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_2)$	t_2	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_2)$...	t_2	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_2)$
...
t_q	$\varepsilon^c(\sigma_1, t_q)$	t_q	$\varepsilon^c(\sigma_2, t_q)$...	t_q	$\varepsilon^c(\sigma_g, t_q)$

Процедура определения коэффициентов при релаксации включает два этапа. На первом, аналогично процедуре, описанной ранее, на основе данных таблицы 3 определяются вспомогательные коэффициенты $A_r, B_r, C_r, k_r, l_r, m_r$ для уравнения (3). На втором этапе определяются искомые коэффициенты A, B, C, k, l, m из условия наилучшей аппроксимации скоростей ползучести, вычисляемых с использованием коэффициентами $A_r, B_r, C_r, k_r, l_r, m_r$. Процедура определения коэффициентов A, B, C, k, l, m для скорости ползучести:

$$\dot{\varepsilon}^c = AC\sigma^k e^{-Ct} + B(l+1)\sigma^m t^l, \quad (12)$$

проводится на основе метода наименьших квадратов с использованием алгоритма Левенберга-Марквардта. Отличие данной процедуры от описанного ранее алгоритма заключается в поиске аппроксимации скорости деформации, а не самой деформации ползучести. Определение коэффициентов осуществляется без разделения на первую и вторую стадии ползучести.

Очевидно, что идентификацию при релаксации можно проводить и без разделения на два вышеописанных этапа, используя вместо результатов первого этапа значения скоростей деформации ползучести, непосредственно получаемые из эксперимента на релаксацию. Однако в этом случае наблюдается значительное снижение точности аппроксимации и ухудшение сходимости итерационных процедур Левенберга-Марквардта. Введение первого этапа с использованием гладких аппроксимаций способствует повышению точности аппроксимации (для этой цели могут применяться и другие монотонные зависимости).

Определив на первом этапе коэффициенты $A_r, B_r, C_r, k_r, l_r, m_r$, после дифференцирования уравнения (3) получаем выражение:

$$\dot{\varepsilon}^c = A_r k_r \sigma^{k_r-1} \dot{\sigma}(1 - e^{-C_r t}) + A_r \sigma^{k_r} C_r e^{-C_r t} + B_r m_r \sigma^{m_r-1} \dot{\sigma} t^{l_r+1} + B_r \sigma^{m_r} (l_r + 1) t^{l_r}. \quad (13)$$

после исключения в котором переменной $\dot{\sigma}$, выраженной через $\dot{\varepsilon}^c$ при помощи продифференцированной версии (11), окончательно приходим к соотношению:

$$\dot{\varepsilon}^c = \frac{A_r \sigma^{k_r} C_r e^{-C_r t} + B_r \sigma^{m_r} (l_r + 1) t^{l_r}}{1 + E \cdot (A_r k_r \sigma^{k_r-1} (1 - e^{-C_r t}) + B_r l_r \sigma^{m_r-1} t^{l_r+1})}. \quad (14)$$

Уравнение (14) содержит регуляризованную информацию о скоростях деформации ползучести в испытаниях на релаксацию и служит основой для определения коэффициентов уравнения (3).

Были определены коэффициенты предложенного уравнения (3) для трубных сталей из изохронных кривых при разных температурах (таблица 4).

Значение СОА, приведенные в таблице 4 для всей совокупности данных по стали 10Х9МФБ при 550 °С, равно 45,51 %. Для снижения СОА, изохронные кривые для стали 10Х9МФБ при 550 °С были разбиты на 2 зоны – до и после напряжения, равного пределу упругости 140 МПа. В результате значение СОА снизилось до 3,29 %. Это указывает на важность учета различий в коэффициентах модели на вязкоупругой и вязкоупругопластической стадиях.

Предложенная модель может быть использована для определения ползучести как при произвольной, так и циклически изменяющейся температуре.

Проведен комплекс расчетных исследований влияния процессов повреждения металла в процессе ползучести. На рисунке 3 показано сравнение кривых ползучести без учёта и с учётом повреждаемости.

Четвёртая глава посвящена анализу напряженно-деформированного состояния гибов высокотемпературных паропроводов.

Влияние наклепа на сопротивление ползучести. При гибке труб в условиях низких температур происходит наклеп металла. Для определения влияния полугорячего наклёпа на сопротивление ползучести при рабочей

температуре материала гибов проведены специальные испытания. На рисунке 4 приведены результаты испытаний на ползучесть образцов из стали 12Х1МФ при температуре 565 °С, напряжении 100 МПа в состоянии различной предварительной пластической деформации растяжением, произведенной при 500 °С.

Таблица 4 – Значения коэффициентов уравнения (3) для трубных сталей

Материал		10Х9МФБ				
Температура, °С		550(I+II)	550(I)	550(II)	575	600
Коэффициент	$A, \text{МПа}^{-k}$	$8,204 \cdot 10^{-16}$	$3,336 \cdot 10^{-11}$	$4,420 \cdot 10^{-15}$	$8,460 \cdot 10^{-13}$	$7,511 \cdot 10^{-9}$
	k	5,344	4,092	5,451	5,290	2,703
	$C, \text{ч}^{-1}$	$6,937 \cdot 10^{-3}$	$2,143 \cdot 10^{-5}$	$8,945 \cdot 10^{-3}$	$1,669 \cdot 10^{-5}$	$2,403 \cdot 10^{-3}$
	$B, \text{МПа}^{-m} \cdot \text{ч}^{-(l+1)}$	$7,072 \cdot 10^{-9}$	$1,012 \cdot 10^{-20}$	$5,940 \cdot 10^{-8}$	$1,604 \cdot 10^{-16}$	$1,456 \cdot 10^{-10}$
	l	-0,495	-0,741	-0,427	-0,717	-0,544
	m	1,861	7,783	1,354	5,894	2,764
СОА, %		45,51	3,29		11,04	0,28
Материал		12Х1МФ		15Х1М1Ф		
Температура, °С		500	550	500	540	
Коэффициент	$A, \text{МПа}^{-k}$	$3,802 \cdot 10^{-12}$	$7,130 \cdot 10^{-14}$	$3,615 \cdot 10^{-9}$	$1,281 \cdot 10^{-3}$	
	k	4,532	5,356	3,018	4,278	
	$C, \text{ч}^{-1}$	$8,291 \cdot 10^{-6}$	$8,268 \cdot 10^{-4}$	$2,048 \cdot 10^{-5}$	$2,112 \cdot 10^{-13}$	
	$B, \text{МПа}^{-m} \cdot \text{ч}^{-(l+1)}$	$3,483 \cdot 10^{-14}$	$2,217 \cdot 10^{-12}$	$7,684 \cdot 10^{-14}$	$1,537 \cdot 10^{-17}$	
	l	-0,886	-0,478	-0,498	-0,517	
	m	4,458	3,900	3,833	5,824	
СОА, %		3,59	11,15	4,68	6,14	

Примечание. Коэффициенты I относятся к напряжениям ниже предела упругости, II – выше предела упругости.

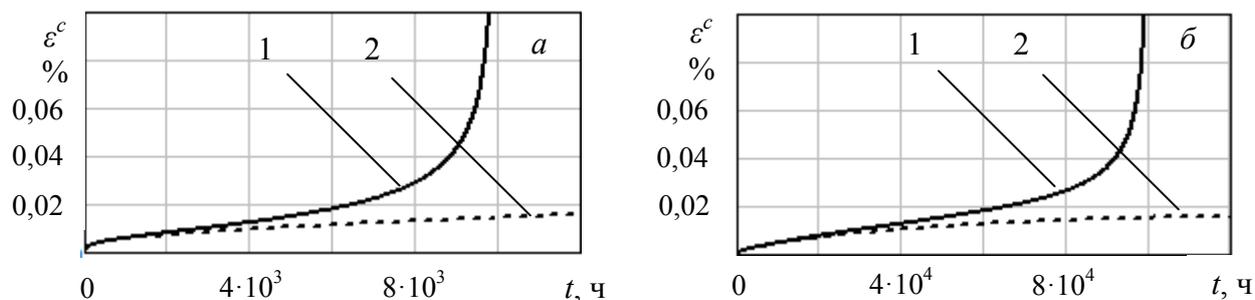


Рисунок 3 – Кривые ползучести при 150 МПа (а) и 125 МПа (б) стали 10Х9МФБ 550°С
1 – с учётом повреждаемости, 2 – без учёта повреждаемости

При проведении линейной аппроксимации $\varepsilon^c = a\varepsilon^p + b$ результатов испытаний были получены следующие значения коэффициента a : 2 ч – 0,0005; 4 ч – 0,0007; 6 ч – 0,0014; 8 ч – 0,0023; 10 ч – 0,0033. При малых временах полугорячий наклёп не оказывает существенного влияния на значения деформаций ползучести, при больших временах проявляется тенденция к уменьшению деформаций ползучести с увеличением величины пластической деформации. Следует отметить, что на Белгородском заводе при изготовлении гибов используется отпуск при 700...800 °С, что приводит к полному снятию наклепа и обеспечению их высокой работоспособности.

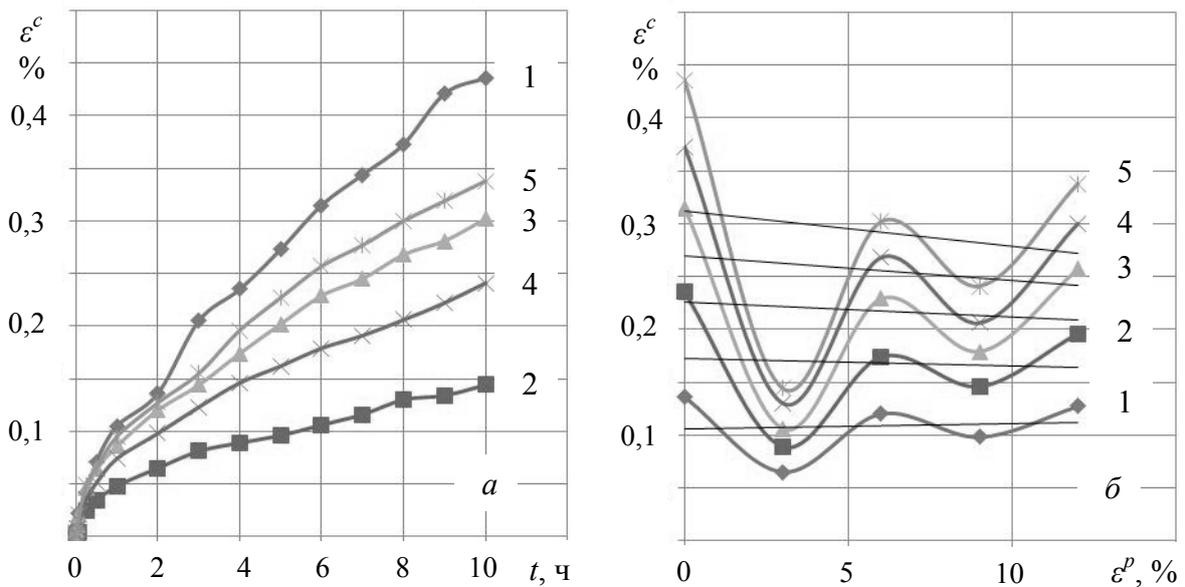


Рисунок 4 – Результаты испытаний образцов из стали 12X1MF при 565 °С:
 а) – кривые ползучести после наклёпа: 1 – 0 %; 2 – 3 %; 3 – 6 %; 4 – 9 %; 5 – 12 %
 б) – зависимость деформаций ползучести от величины предварительной пластической деформации ε^p : 1 – $\tau=2$ ч; 2 – $\tau=4$ ч; 3 – $\tau=6$ ч; 4 – $\tau=8$ ч; 5 – $\tau=10$ ч

Определение геометрии модели гибов паропроводов.

В качестве объектов исследования выбраны отвод гнутый 90°-426x20-1000x800x2670-R1700 (321.05) рисунок 5а и отвод крутоизогнутый 90°- 426x20-1000x800x1571-R1000 (321.06) рисунок 5б. Основные геометрические характеристики представлены в таблице 5.

Таблица 5 – Основные геометрические характеристики отводов

Тип гiba	Диаметр		Радиус, R	Толщина стенки		Длина прямого участка		Овальность, a
	Условн., D_y	Наружн., D_a		прямых уч-ков, s	среднего сечения, s_1	на входе, l	выходе, l_1	
321.05	400 мм	426 мм	1700 мм	20 мм	15,9 мм	1000 мм	800 мм	6 %
321.06			1000 мм		15,0 мм			7 %

Недостающие для построения моделей размеры (максимальный D_{max}^n и минимальный D_{min}^n наружный и максимальный D_{max}^e и минимальный D_{min}^e внутренний диаметры) эллиптического среднего поперечного сечения гiba определены из условий относительной овальности и предположения постоянства проходов – равенства площадей сечений при гибке.

Напряженно-деформированное состояние гибов и его анализ. Реализация предлагаемой новой модели ползучести в рамках ANSYS невозможна, поэтому был использован конечно-элементный программный комплекс PANTOCRATOR, разработанный в СПбГПУ доцентом А.С. Семеновым. Вследствие симметрии относительно плоскости гiba рассматривалась половина гiba. Граничными условиями приняты: давление внутри гiba 4, 10, 12 МПа; перемещения концов гiba в направлении нормали поперечного сечения

отсутствуют. При решении нелинейных начально-краевых задач расчёты проводились с различным шагом интегрирования для начальных и конечных времён.

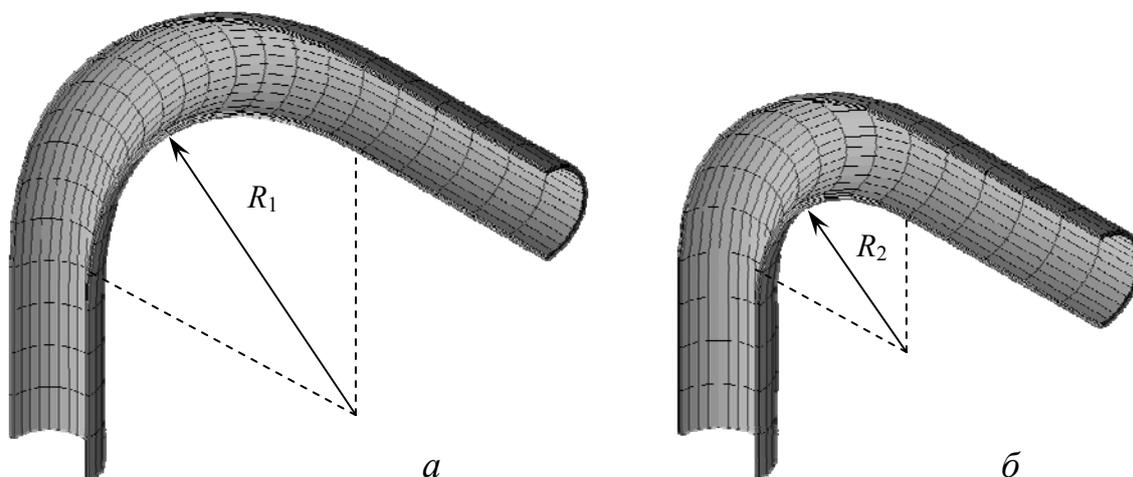


Рисунок 5 – Конечно-элементные модели:
a) – отвод гнутый (321.05); *б*) – отвод крутоизогнутый (321.06)

В КЭ расчетах использовались восьмиузловые трехмерные элементы.

В ходе проведенных КЭ расчётов было установлено, что не зависимо от типа отвода, а также задаваемых различных условий нагружения (давление внутригиба, механический момент от действия гравитационных сил) максимальные напряжения возникают в среднем сечении на внешней растянутой сторонегиба (точка А на рисунке б), а максимальное перемещение – в среднем сечении на внутренней растянутой сторонегиба (точка С на рисунке б).

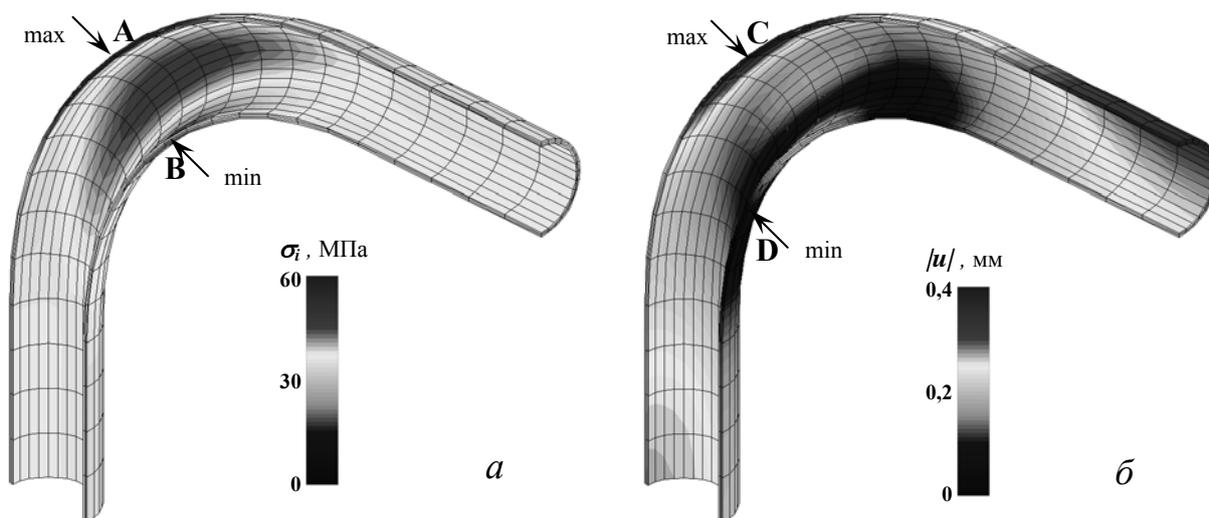


Рисунок 6 – Распределение в гيبة полей интенсивности напряжений (*a*) и перемещений (*б*)

Также было установлено, что в точке на внешнем радиусегиба интенсивность напряжений релаксирует (убывает), а на среднем радиусегиба

интенсивность напряжений ниже раза в 2, чем на внешнем, и она возрастает со временем. Это можно объяснить тем, что в условиях ползучести наблюдается перераспределение напряжений в пределах сечения с тенденцией их выравнивания.

Оценка прочности гибов в условиях, изменяющихся во времени напряжений производилось с помощью формулы, основанной на принципе линейного суммирования повреждений:

$$\sigma_{\text{экв}} = \left[\frac{1}{\tau} \sum_j (\sigma_i)_j^q \cdot \Delta\tau_j \right]^{\frac{1}{q}}, \quad (15)$$

где q – тангенс угла наклона длительной прочности, $\Delta\tau_j$ – время работы, σ_i – среднее на j -ом режиме значение интенсивности напряжений (по Мизесу):

$$\sigma_i = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2)]}. \quad (16)$$

Проведенными расчетами установлено слабое влияние изменений величины q на значения $\sigma_{\text{экв}}$ в гихах паропроводов.

Сравнительный анализ результатов при использовании различных моделей ползучести.

На рисунке 7 представлен график поврежденности, в таблице 6 представлены результаты расчетного определения эквивалентных напряжений за 300 000 ч в гихе по СТО ЦКТИ 321.05 из стали 10Х9МФБ при температуре 550 °С с одинаковыми параметрами сетки и с использованием для описания процессов ползучести с учётом повреждаемости различных моделей: модифицированной модели Содерберга (3), Нортон (1) и обобщённой модели Нортон (17):

$$\dot{\varepsilon}^c = B\sigma^m t^l. \quad (17)$$

Расчёты проводились при разных внутренних давлениях: 4 МПа, 10 МПа и 12 МПа.

Таблица 6 – Сравнительный анализ применяемых моделей ползучести

Модель	$\frac{\sigma_{\text{экв}}, \text{ МПа}}{t_{\text{разр}}, \text{ ч}}$ при внутреннем давлении p		
	$p = 4 \text{ МПа}$	$p = 10 \text{ МПа}$	$p = 12 \text{ МПа}$
Модифицированная модель Содерберга	$\frac{51,94}{> 300\ 000}$	$\frac{110,94}{> 300\ 000}$	$\frac{-}{106\ 600}$
Модель Нортон	$\frac{55,90}{> 300\ 000}$	$\frac{-}{201\ 600}$	$\frac{-}{3\ 370}$
Обобщённая модель Нортон	$\frac{53,97}{> 300\ 000}$	$\frac{115,35}{> 300\ 000}$	$\frac{-}{99\ 400}$

Из таблицы 6 видно, что наиболее консервативный расчет даёт модель Нортон по сравнению с обобщённой моделью Нортон и модифицированной моделью Содерберга. Наименее консервативный расчёт – модифицированная модель Содерберга.

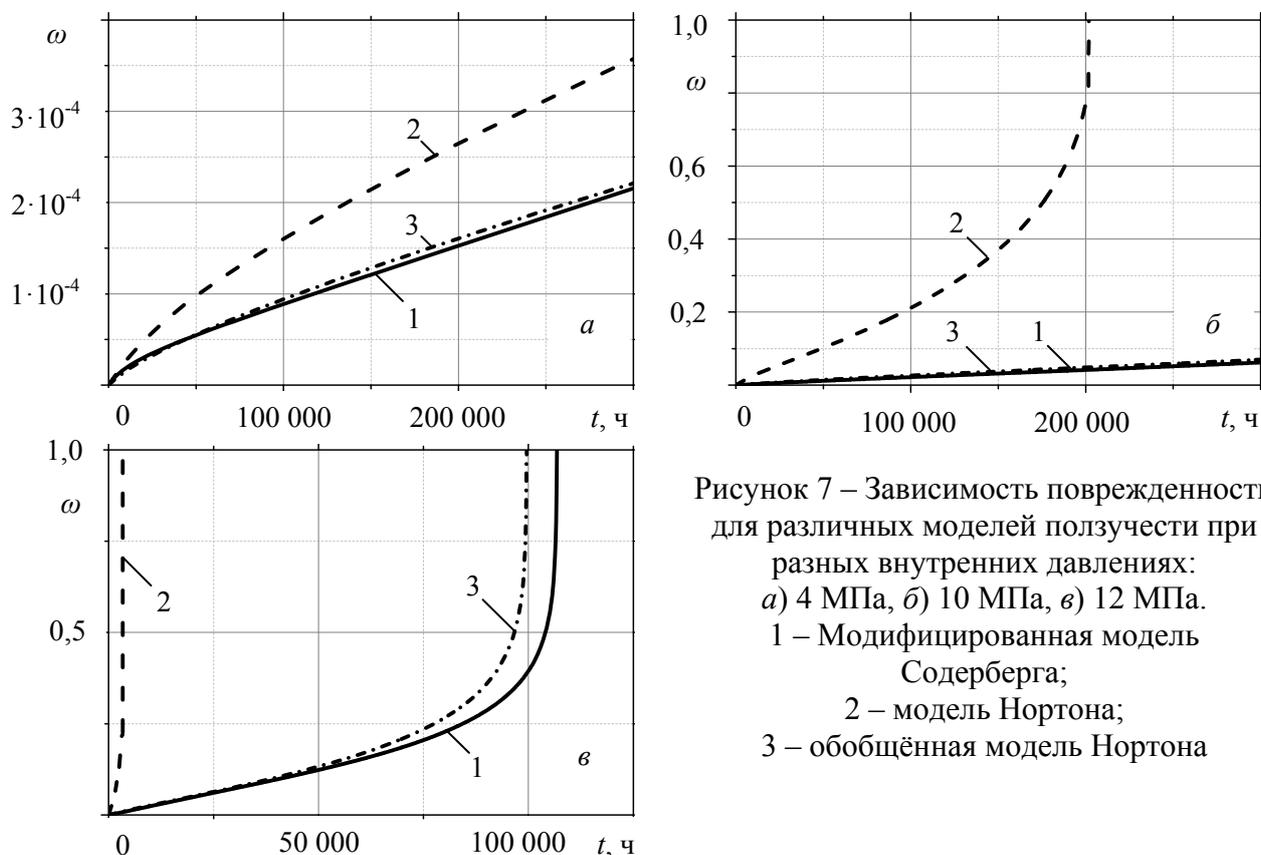


Рисунок 7 – Зависимость поврежденности для различных моделей ползучести при разных внутренних давлениях:
 а) 4 МПа, б) 10 МПа, в) 12 МПа.
 1 – Модифицированная модель Содерберга;
 2 – модель Нортон;
 3 – обобщённая модель Нортон

Сравнительный анализ параметров КЭ моделей. После определения распределения напряжений в гйбе произведен выбор оптимального для расчета варианта сетки. Рассматривалось четыре варианта КЭ сетки, представленные в таблице 7. Количество элементов по толщине и по окружности сечения гйба не менялось и равнялось по толщине 3 элементам, по окружности сечения – 16 элементам.

Результаты определения эквивалентных напряжений за 200 000 ч в гйбе СТО ЦКТИ 321.05 из стали 10Х9МФБ при температуре 550 °С и внутренним давлением равным 4 МПа представлены в таблице 7.

Таблица 7 – Сравнительный анализ применяемых КЭ сеток

№ п/п	Тип сетки	Кол-во элементов в гнутой части	Кол-во элементов всего	$\sigma_{\text{экв}}$, МПа
1	Равномерная	672	1104	52,28
2	Равномерная	2688	4416	53,22
3	Равномерная	4032	4464	53,25
4	Сгущающаяся к среднему сечению гйба	2688	3552	53,28

Анализ результатов расчетов с использованием различных КЭ сеток показал, что для обеспечения более точного результата определения НДС гибов целесообразно применять неравномерную сетку, сгущающуюся к среднему сечениюгиба в область с максимальными напряжениями.

В пятой главе производилось определение долговечности гибов при давлении $p = 4$ МПа, изготовленных из разных материалов: 10Х9МФБ, 12Х1МФ, 15Х1М1Ф, и эксплуатируемых при разных температурах.

Полученные эквивалентные напряжения сравнивались с приведенными напряжениями, вычисленными согласно СТО 17330282.27.100.005-2008 «Основные элементы котлов, турбин и трубопроводов ТЭС. Контроль состояния металла. Нормы и требования». Для определения приведенных напряжений вычислялись согласно вышеуказанного СТО: s_f – фактическая толщина стенки, принимаемая равной наименьшему значению, измеренному на внешней, внутренней и нейтральной сторонах отвода в одном сечении; c_2 – эксплуатационная прибавка, компенсирующая возможное понижение прочности детали в условиях эксплуатации за счёт воздействия коррозии, механического износа и др.; K_1, K_2, K_3 – торовые коэффициенты для внешней, внутренней и нейтральной сторон; Y_1, Y_2, Y_3 – коэффициенты формы для внешней, внутренней и нейтральной сторон. Для проведения сравнительного анализа вычислялись два вида приведенных напряжений: приведенные напряжения с учётом коэффициентов формы $\sigma_{пр1}$ и без учёта коэффициентов формы $\sigma_{пр2}$ ($Y_1 = Y_2 = Y_3 = 1$).

Величина индивидуального ресурса для гибов паропроводов определялись из следующего соотношения гарантированных характеристик длительной прочности, представляющего собой преобразованное параметрическое уравнение:

$$\lg \tau = \frac{1}{T} \sum_{k=0}^6 A_k \left(\frac{n \cdot \sigma}{10} \right)^k + 2 \lg T - b, \quad (18)$$

где: τ – индивидуальный ресурс, ч; T – используемая в расчёте температура, К; n – коэффициент запаса прочности ($n = 1,5$); σ – принимается равным эквивалентным напряжениям или приведенным напряжениям (с учетом и без учета коэффициентов формы), МПа; b – постоянная, зависящая от марки стали (12Х1МФ – 24,88; 15Х1М1Ф – 25,20). Полином шестой степени представляет собой аппроксимирующую функцию модифицированного параметра Ларсона-Миллера. Коэффициенты полинома A_k ($k = 0 \dots 6$):

Марка стали	A_0	A_1	A_2	A_3	A_4	A_5	A_6
12Х1МФ	22810,76	-730,70	89,186	-7,654	0,3316	$-5,56 \cdot 10^{-3}$	0
15Х1М1Ф	24099,54	-774,70	79,73	-6,739	0,3162	$-5,88 \cdot 10^{-3}$	0

В связи с отсутствием коэффициентов для марки стали 10Х9МФБ, необходимых для расчёта ресурса по формуле (18), ресурс τ для данной стали определяется по следующей формуле:

$$\tau = t_1 [\sigma_{\text{доп.1}}] \frac{\ln \frac{t_2}{t_1}}{\ln \frac{[\sigma_{\text{доп.1}}]}{[\sigma_{\text{доп.2}}]}} \sigma \frac{\ln \frac{t_2}{t_1}}{\ln \frac{[\sigma_{\text{доп.1}}]}{[\sigma_{\text{доп.2}}]}} \quad (19)$$

где: $[\sigma_{\text{доп.1}}]$, $[\sigma_{\text{доп.2}}]$ – допускаемые напряжения для ресурса t_1 и t_2 соответственно, при температуре $T = \text{const}$, σ – эквивалентные напряжения или приведенные напряжения (с учетом и без учета коэффициентов формы) для которых определяется ресурс.

Сравнение допускаемых, эквивалентных (определяемых на основе результатов КЭ расчета с использованием формул (15) и (16)) и приведенных напряжений (определяемых аналитически) в гibaх паропроводов из разных материалов (12X1MФ, 15X1M1Ф, 10X9MФБ), при 500...600 °С и внутреннем давлении 4 МПа представлены в таблице 8 и на рисунках 8 и 9.

Анализ полученных и представленных в таблице 8 данных расчетов НДС МКЭ с учетом ползучести в гibaх показывает, что толщина стенки в среднем сечении растянутой зоны гiba s_1 в процессе эксплуатации изменяется незначительно и как и в начальный момент времени остаётся самым тонким местом в гibe. В данной зоне (окрестность точки А на рисунке 6) возникают максимальные напряжения, как в случае расчётов по нормам прочности с определением $\sigma_{\text{пр1}}$, $\sigma_{\text{пр2}}$, так и проведенных в настоящей работе КЭ расчетов $\sigma_{\text{экв}}$ по уравнениям (15) и (16) с учетом ползучести. При определении величин $\sigma_{\text{пр1}}$, $\sigma_{\text{пр2}}$ использовались фактические значения толщины стенки, рассчитанные МКЭ.

Сравнение полученных данных по среднему сечению гiba (минимальный и максимальный наружные диаметры в начальный (D_{min}'' , D_{max}'') и конечный моменты времени ($D_{a \text{ min}}$, $D_{a \text{ max}}$)), показывают, что с увеличением времени происходит уменьшение эллиптичности среднего сечения $D_{a \text{ min}} > D_{\text{min}}''$ и $D_{a \text{ max}} < D_{\text{max}}''$. При этом скорость изменения эллиптического сечения в сторону кругового с течением времени уменьшается, что подтверждается затухающим характером графиков относительного изменения овальности на рисунке 8б. Как видно из таблицы 8 вычисленные $\sigma_{\text{пр1}}$, рассчитанные с учётом коэффициентов формы Y_1 , Y_2 , Y_3 выше, нежели $\sigma_{\text{пр2}}$, полученные без их учёта. Из сравнения $\sigma_{\text{экв}}$ и $\sigma_{\text{пр2}}$ видно, что последние выше первых. Таким образом, полученные результаты расчетов свидетельствуют о том, что наиболее консервативную оценку в сравнении трёх возможных вариантов определения возникающих в гibe напряжений $\sigma_{\text{пр1}}$, $\sigma_{\text{пр2}}$ и $\sigma_{\text{экв}}$ даёт расчёт приведенных напряжений с учётом коэффициентов формы – $\sigma_{\text{пр1}}$, что в свою очередь приводит к наименьшему расчётному ресурсу гiba.

Приведенные в таблице 8 данные при разных температурах показывают насколько с увеличением температуры для сталей 10X9MФБ (550...575 °С), 12X1MФ (500...550 °С), 15X1M1Ф (500...540 °С) уменьшаются значения напряжений $\sigma_{\text{экв}}$, $\sigma_{\text{пр1}}$, $\sigma_{\text{пр2}}$.

Полученные результаты расчетов свидетельствуют о преимуществах использования стали 10X9MФБ для гибов паропроводов вместо традиционных

сталей 12X1MФ и 15X1M1Ф. Широкое внедрение этой стали позволит не только повысить надежность гибов паропроводов, но и использовать их для агрегатов с температурой пара 600 °С.

Таблица 8 – Результаты расчётов НДС и ресурса гибов паропроводов из разных материалов при разных температурах

Марка стали		10X9MФБ					
Тип отвода		321.05			321.06		
Тем-ра	$T, ^\circ\text{C}$	550	575	600	550	575	600
Время	$t, \text{ч}$	200 000					
Факт. толщина стенки	Внеш., $s_1, \text{мм}$	15,90	15,89	15,87	14,99	14,99	14,97
	Внутр., $s_2, \text{мм}$	22,91	22,91	22,90	23,62	23,62	23,61
	Нейтр., $s_3, \text{мм}$	20,90	20,90	20,89	21,15	21,15	21,14
Наружн. диаметр	$Da_{\min}, \text{мм}$	413,971	414,264	415,665	411,767	411,965	413,074
	$Da_{\max}, \text{мм}$	438,646	438,478	437,690	440,974	440,880	440,358
Овал-сть	$a, \%$	5,788	5,679	5,162	6,850	6,781	6,394
Торовый коэф-т	K_1	0,944			0,912		
	K_2	1,072			1,135		
	K_3	1					
Коэф-т формы	$Y_1 = Y_2$	1,109	1,095	1,043	1,115	1,102	1,051
	Y_3	1,189	1,168	1,085	1,241	1,220	1,137
Напряж.	$[\sigma], \text{МПа}$	78	61	48*	78	61	48*
	$\sigma_{\text{экв}}, \text{МПа}$	52	49	51	50	47	49
	$\sigma_{\text{пр1}}, \text{МПа}$	63	62	59	71	71	67
	$\sigma_{\text{пр2}}, \text{МПа}$	57	57	57	64	64	64
Ресурс	по $\sigma_{\text{экв}}, \text{ч}$	$2,6 \cdot 10^7$	$1,7 \cdot 10^6$	–	$4,2 \cdot 10^7$	$2,8 \cdot 10^6$	–
	по $\sigma_{\text{пр1}}, \text{ч}$	$2,4 \cdot 10^6$	–	–	$4,2 \cdot 10^5$	–	–

Марка стали		12X1MФ				15X1M1Ф			
Тип отвода		321.05		321.06		321.05		321.06	
Тем-ра	$T, ^\circ\text{C}$	500	550	500	550	500	540	500	540
Время	$t, \text{ч}$	300 000							
Факт. толщина стенки	Внеш., $s_1, \text{мм}$	15,89	15,83	14,99	14,93	15,89	15,88	14,99	14,98
	Внутр., $s_2, \text{мм}$	22,91	22,89	23,62	23,59	22,91	22,91	23,62	23,62
	Нейтр., $s_3, \text{мм}$	20,90	20,86	21,15	21,12	20,90	20,89	21,15	21,15
Наружн. диаметр	$Da_{\min}, \text{мм}$	414,308	418,335	412,035	415,108	414,372	414,892	412,073	412,441
	$Da_{\max}, \text{мм}$	438,466	436,226	440,856	439,44	438,408	438,110	440,822	440,648
Овал-сть	$a, \%$	5,666	4,187	6,758	5,695	5,637	5,444	6,742	6,613
Торовый коэф-т	K_1	0,944		0,912		0,944		0,912	
	K_2	1,072		1,135		1,072		1,135	
	K_3	1							
Коэф-т формы	$Y_1 = Y_2$	1,104	1,013	1,112	1,039	1,102	1,094	1,111	1,106
	Y_3	1,183	1,057	1,237	1,127	1,182	1,172	1,236	1,230
Напряж.	$[\sigma], \text{МПа}$	88	52	88	52	100	65	100	65
	$\sigma_{\text{экв}}, \text{МПа}$	56	48	52	47	52	50	50	48
	$\sigma_{\text{пр1}}, \text{МПа}$	63	58	71	67	63	62	71	71
	$\sigma_{\text{пр2}}, \text{МПа}$	57	57	64	64	57	57	64	64
Ресурс	по $\sigma_{\text{экв}}, \text{ч}$	$3,7 \cdot 10^6$	$2,4 \cdot 10^5$	$5,4 \cdot 10^6$	$2,6 \cdot 10^5$	$2,3 \cdot 10^7$	$1,6 \cdot 10^6$	$3,0 \cdot 10^7$	$2,0 \cdot 10^6$
	по $\sigma_{\text{пр1}}, \text{ч}$	$2,0 \cdot 10^6$	$9,8 \cdot 10^4$	$9,9 \cdot 10^5$	$4,6 \cdot 10^4$	$6,7 \cdot 10^6$	$4,2 \cdot 10^5$	$2,9 \cdot 10^6$	$1,7 \cdot 10^5$

* - значения допускаемых напряжений, полученные экстраполяцией с малых по времени баз испытаний

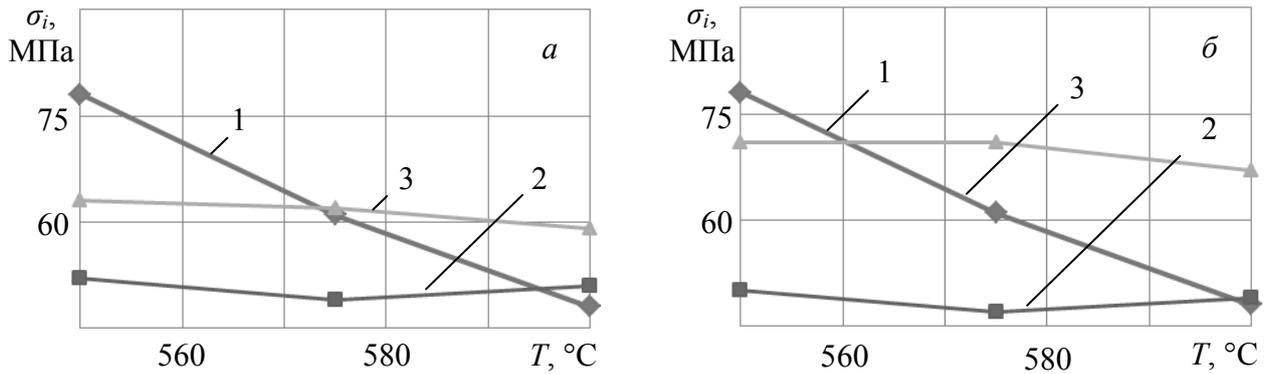


Рисунок 8 – Температурная зависимость 1 – $[\sigma]$, 2 – σ_i , 3 – $\sigma_{пр1}$ в среднем сечении гiba из стали 10X9MФБ на наружной поверхности растянутой зоны
a) – отвод гнутый, *б)* – отвод крутоизогнутый

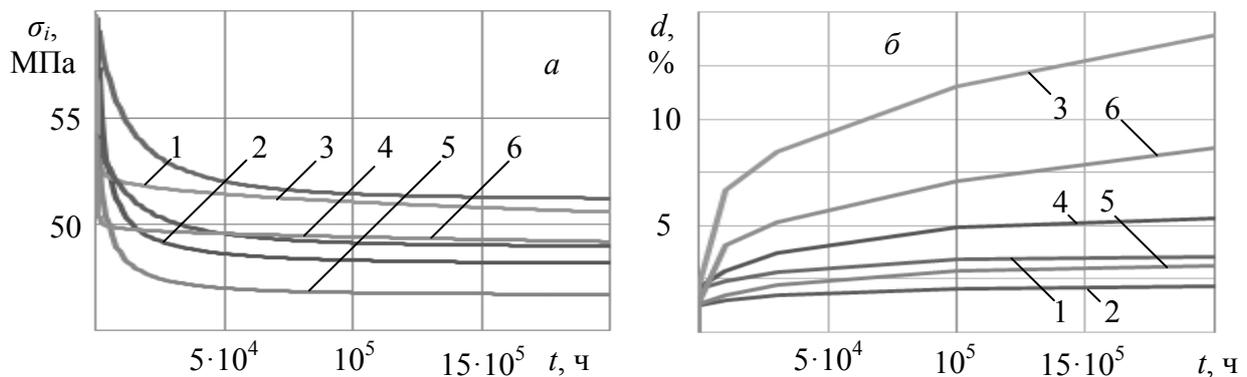


Рисунок 9 – Кривые релаксации напряжений σ_i в среднем сечении гiba на наружной поверхности растянутой зоны (*a*) и относительное изменение овальности в среднем сечении гiba (*б*) для гiba из стали 10X9MФБ.

Отвод гнутый 1 – 550 °С, 2 – 575 °С, 3 – 600 °С,
 Отвод крутоизогнутый 4 – 550 °С, 5 – 574 °С, 6 – 600 °С

В шестой главе представлены практические рекомендации по увеличению долговечности высокотемпературных паропроводов. В частности: модель процесса ползучести и методы определения ее параметров, а также методика и результаты расчётов напряженно–деформированного состояния гибов паропроводов из различных материалов в условиях ползучести, в настоящее время проходят процесс внедрения в стандарт предприятия СТО ОАО «НПО ЦКТИ» – ОАО «ВТИ» «Методы расчета на прочность и ресурс элементов котлов и паропроводов».

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основные результаты работы сводятся к следующему.

1. Предложена модель ползучести, учитывающая эффект разупрочнения материала в процессе ползучести, позволяющая адекватно описывать процессы ползучести применительно к малым и большим временам эксплуатации металла.

2. Разработаны обеспечивающие единственность решения методы идентификации параметров уравнения ползучести по данным испытаний на ползучесть и релаксацию напряжений.

3. Рассчитаны значения коэффициентов предложенного уравнения ползучести для сталей 15X1M1Ф, 12X1MФ и 10X9MФБ, используемых для изготовления паропроводов, и построены изохронные кривые для этих сталей применительно к широкому диапазону длительностей эксплуатации.

4. Определены температурные зависимости $\sigma_{\text{экв}}$ в гibaх из сталей 10X9MФБ (550, 575, 600 °C), 12X1MФ (500, 550 °C), 15X1M1Ф (500, 540 °C) в сравнении с $[\sigma]$ и $\sigma_{\text{пр1}}$ для ресурса 200 000...300 000 ч. Установлено, что с увеличением температуры изменения $\sigma_{\text{экв}}$ и $\sigma_{\text{пр1}}$ по сравнению с изменениями $[\sigma]$ незначительны.

5. Для гнutoго и крутоизогнутого гibaх максимальные $\sigma_{\text{экв}}$ возникают в среднем сечении гiba в растянутой зоне на внешней поверхности. Полученные на данном участке паропровода значения $\sigma_{\text{экв}}$ для крутоизогнутого гiba меньше, чем для гнutoго.

6. Анализ полученных величин $\sigma_{\text{экв}}$, $\sigma_{\text{пр1}}$ и $\sigma_{\text{пр2}}$ показал, что $\sigma_{\text{пр2}}$ во всех случаях больше $\sigma_{\text{экв}}$, но меньше $\sigma_{\text{пр1}}$, что подтверждает установившуюся практику проектирования по СТО 17330282.27.100.005-2008 «Основные элементы котлов, турбин и трубопроводов ТЭС. Контроль состояния металла. Нормы и требования» или Нормам расчета РД 10-249-98, согласно которых приведенные напряжения дают консервативную оценку прочности трубопроводов. При этом наиболее консервативный результат имеет место в случае учёта коэффициентов формы. В связи с изложенным остаточный ресурс, определенный по значениям $\sigma_{\text{экв}}$, больше чем по $\sigma_{\text{пр1}}$.

7. Определена кинетика изменения овальности труб в гibaх при эксплуатации. Установлено, что с увеличением времени овальность в среднем сечении гiba паропровода уменьшается. Для отвода гнutoго уменьшение овальности за время эксплуатации может составлять до 30 %, для крутоизогнутого гiba – до 19 %.

Основные материалы диссертации опубликованы в следующих работах:

Ведущие рецензируемые научные журналы из перечня ВАК

1. Катанаха Н.А. Определение характеристик ползучести по данным испытаний на релаксацию напряжений / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2010. № 1 (95).– С. 204–210.

2. Гецов Л.Б. Выбор режима отпуска для снятия напряжений в деталях / Л.Б. Гецов, Н.А. Катанаха, А.П. Крылов, Ю.К. Петреня // Металловедение и термическая обработка металлов. 2011. № 10 (676).– С. 32–35.

3. Катанаха Н.А. Модификация модели ползучести повышенной точности прогноза при большой длительности нагружения и идентификация ее параметров / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, А.С. Семёнов // Деформация и разрушение материалов. 2013. № 10.– С. 16–23.

4. Катанаха Н.А. Прочность и долговечность гibaх высокотемпературных паропроводов / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, А.С. Семёнов, И.А. Данюшевский // Научно-технические ведомости СПбГПУ. 2013. № 3 (178).– С. 82–94.

Статьи в материалах международных конференций и зарубежных журналах

5. Гецов Л.Б. Методики расчётного определения характеристик ползучести на первой и второй стадии по результатам испытаний на релаксацию с использованием ограниченного числа изохронных кривых ползучести / Л.Б. Гецов, Н.А. Катанаха, И.П. Попова // Проблемы машиностроения. 2010. Том 13. № 6.– С. 35–41.

6. Katanaha N. Characteristics of creep in conditions of long operation / N. Katanaha, L. Getsov // Materials and Tecnology. 2011. № 45 (6).– P. 523–527. (Ljubljana, Slovenija)

7. Катанаха Н.А. К вопросу о расчёте перераспределения напряжений в конструкциях, работающих при высоких температурах / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов // XXXVIII Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. III.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2009.– С. 136–137.

8. Катанаха Н.А. Определение характеристик ползучести по данным испытаний на релаксацию напряжений / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов // Сборник материалов Международной молодёжной научной конференции по естественнонаучным и техническим дисциплинам «Научному прогрессу – творчество молодых». Ч. 1.– Йошкар-Ола, 2010.– С. 259–260.

9. Katanaha N. Unified model of steady-state and transient creep and identification of its parameters / N. Katanaha, A. Semenov, L. Getsov // Strength of Materials. 2013 Vol. 45, № 4.– 495–505.

10. Катанаха Н.А. Разработка и верификация методики расчетного определения характеристик ползучести на неустановившейся и установившейся стадиях материалов высокотемпературных трубопроводов / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов // XXXIX Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. I.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2010.– С. 650–651.

11. Катанаха Н.А. Идентификация параметров вязкоупругопластического материала с использованием кривых неустановившейся ползучести / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, Л.Б. Семёнов // XL Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. V. – СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011.– С. 76–78.

12. Катанаха Н.А. Определение геометрических характеристик гибов высокотемпературных паропроводов / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов // XL Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. III.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2011.– С. 153–154.

13. Катанаха Н.А. Модификация модели двухстадийной ползучести Содерберга в целях обеспечения достоверного прогноза при больших временах / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, Л.Б. Семёнов // XLI Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. I.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012.– С. 448–450.

14. Катанаха Н.А. Идентификация параметров вязкоупругопластического материала по кривым ползучести на основе метода Левенберга-Марквардта / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, Л.Б. Семёнов // XLI Неделя науки СПбГПУ: материалы международной научно-практической конференции. Ч. V.– СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012.– С. 89–91.