

УДК 621.643:539.4

*Н.А. Катанаха, Л.Б.Гецов,  
И.А. Данюшевский, А.С. Семёнов*

## РЕСУРС ГИБОВ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНЫХ ПАРОПРОВОДОВ

*N.A. Katanakha, L.B. Getsov,  
I.A. Danyushevskii, A.S. Semenov*

### THE RESOURCE FOR THE BENDS OF HIGH-TEMPERATURE STEAMPIPES

В статье представлены результаты расчета напряженно-деформированного состояния гибов паропроводов — гнутого и крутоизогнутого — с применением модифицированной формулы Содерберга для описания процессов ползучести при больших длительностях нагружения. Расчеты проведены методом конечных элементов для наиболее распространенных при изготовлении паропроводов марок сталей: 12Х1М1Ф, 15Х1М1Ф, 10Х9МФБ. Результаты расчетов сравниваются с допускаемыми и приведенными напряжениями. Оценены температурные зависимости прочности гибов из разных материалов. Определено изменение овальности во время эксплуатации.

ПРОЧНОСТЬ ГИБОВ. ПОЛЗУЧЕСТЬ. РЕЛАКСАЦИЯ НАПРЯЖЕНИЙ. ДОПУСКАЕМЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ. ОВАЛЬНОСТЬ ГИБА.

The paper is concerned with the results of strain-stress state analysis for bent and steeply curved pipebends, using the modified formula of Soderberg for a long-term creep description. The computations were performed for the most common in steam pipe production steel grades such as 12X1M1Ф, 15X1M1Ф, 10X9MФБ. The results of computation are compared with allowable and reduced stress. The temperature dependence of the strength of bends for different materials is estimated. The out-of-roundness' change is determined during operation.

STRENGTH OF PIPEBENDS. CREEP. STRESS RELAXATION. ALLOWABLE STRESS. ROUNDNESS OF PIPEBENDS.

Опыт эксплуатации тепловых электростанций (ТЭС) показывает, что к числу часто повреждаемых элементов оборудования на современных ТЭС следует отнести гибы, поскольку они — наиболее напряженные элементы паропроводов, определяющими их ресурс. В практике эксплуатации ТЭС зарегистрировано много случаев аварийного выхода из строя оборудования в связи с повреждением металла паропроводов. В работе Балдина [1] был описан ряд случаев повреждений гибов при эксплуатации. Так, например, имели место следующие случаи повреждения гибов с типоразмерами  $D_a \times S$ : 223×36, 325×38 (Балаковская ТЭЦ4); 273×20, 219×25 (Котовская ТЭЦ1); 273×32, 219×26, 150×16, 325×38, 159×22, 325×38 (Новочебоксарская ТЭЦ3). Для выяснения причин подобных повреждений

и устранения возможности их повторения необходимо располагать детальной информацией о напряженно-деформированном состоянии (НДС) паропроводов.

Следует отметить, что разрушения гибов труб, с одной стороны, представляют большую опасность для обслуживающего персонала, а с другой, — наносят значительный материальный ущерб в силу длительных вынужденных простоев оборудования.

Трубопроводы, а также их элементы в процессе их эксплуатации находятся в сложных, тяжелых и многофакторных условиях нагружения. В стационарных режимах они испытывают действие давления, усилий самокомпенсации температурных расширений, весовой нагрузки. В неустановившемся режиме в них возникают

дополнительные напряжения, обусловленные перепадом температур по толщине стенки. За период эксплуатации гибов паропроводов количество пусков—остановов энергоагрегатов может составлять до 1500.

Сказанное свидетельствует о значительной сложности проблемы расчета на прочность как самих паропроводов ТЭС, так и их элементов.

Порядок и критерии полного расчета на прочность регламентируются нормами [2]. Метод полного расчета на прочность гибов, предложенный в [2], основан на технической теории тонких оболочек. Применение такой теории при расчетегиба может привести к значительной погрешности из-за несоответствия формы элементов исходным предпосылкам этих моделей. В более точной трехмерной постановке с учетом неидеальности геометрии паропровода решать задачу о распределении напряжений позволяют численные методы. Наибольшее развитие получил метод конечных элементов (МКЭ).

Многие гибы трубопроводов энергетических установок эксплуатируются при рабочих температурах, вызывающих развитие ползучести. В состоянии ползучести возможно значительное изменение напряженного состояния гибов во времени.

Как правило, при оценке НДС деталей, работающих при высоких температурах, проводят расчеты на ползучесть, в которых в качестве характеристик материала используют аппроксимацию результатов испытаний в виде степенной зависимости Нортона для скорости ползучести, характеризующей линейную зависимость деформаций ползучести  $\epsilon_c$  от времени  $t$ .

Процессы релаксации напряжений реализуются в значительной мере за счет ползучести на начальной первой стадии. Поэтому для деталей, НДС которых определяется процессами релаксации напряжений, необходимо использовать модели, описывающие как вторую, так и первую стадии ползучести. К числу таких моделей принадлежит модель Содерберга, получившая широкое распространение на практике. Недостатком этой модели является то, что она обеспечивает постоянство скорости ползучести при большой длительности выдержек. Проведенные исследования [3–5] показывают, что для испытаний на ползучесть большой длительности характерно уменьшение скорости ползучести с течением времени.

Известен ряд работ [6 и др.] по исследованию НДС отводов, применяемых в трубопроводах горячего промежуточного перегрева, с проведением численного анализа по однопараметрической механике повреждаемости на основе серии конечно-элементных расчетов. В основу проведенных расчетов положена модель роста повреждаемости в условиях ползучести, предложенная Л.М. Качановым и Ю.Н. Работновым. Для описания зависимости скорости деформаций ползучести от времени в этих и последующих работах использовалась модель Нортона.

Следует отметить, что в настоящее время решать проблемы эксплуатационной надежности деталей по результатам только металловедческих исследований или только расчетов на прочность невозможно. Поэтому содержание нашей статьи находится на стыке этих двух подходов.

Была поставлена цель: разработать современную методику прочностного расчета гибов паропроводов с учетом 1-й и 2-й стадий ползучести и, главное, получить необходимые данные для выбора наиболее подходящих материалов паропроводов на параметры пара 500–600 °С для ресурса 300 000 ч и более.

Решение задачи осуществлялось путем расчетов процессов релаксации напряжений в гихах паропроводов разных конструкций [7, 8] с определением эквивалентных напряжений  $\sigma_{\text{экв}}$  (без учета компенсационных напряжений и механического момента) и сравнением их с допускаемыми  $[\sigma]$  и приведенными напряжениями  $\sigma_{\text{пр}}$ . На основе полученных результатов был определен ресурс гибов при длительной эксплуатации.

### Материалы трубопроводов и их свойства

**Технология изготовления гибов.** При изготовлении гнутых узлов с целью сокращения числа сварных стыков, а также гнутых отводов, для которых отсутствуют стандартные отводы заводского производства, гибку труб производят, как правило, в соответствии с [9].

Гибку труб осуществляют в зависимости от значения относительного радиуса оси поворота  $R/D_a$  ( $R$  — номинальное значение радиуса поворота по нейтральной оси гнутого участка,  $D_a$  — наружный диаметр трубы): при  $R/D_a \geq 3,5$  гибку производят как в холодном, так и в горячем состоянии; при  $1 \leq R/D_a \leq 3,5$  — в горячем состоянии с использованием трубогибочных станков, принцип действия которых детально описан в [9].

Спецификой гибки труб из различных марок сталей является различная температура их нагрева: 960–980 °С в случае стали 12Х1МФ; 1020–1050 °С для стали 15Х1М1Ф.

После проведения гибки как в холодном, так и в горячем состоянии гибы подвергают термической обработке в соответствии с [9]. Так для гибов из сталей 12Х1МФ, 15Х1М1Ф и 10Х9МФБ, выполненных гибкой труб в холодном состоянии, применяется отпуск при 720–760 °С продолжительностью от 0,5 до 2,0 часов. Для гибов из тех же марок стали, но выполненных гибкой труб в горячем состоянии, применяется нормализация с нагревом до температур 950–1050 °С продолжительностью от 0,5 до 2,0 часов. В результате получаем гибы эллиптического сечения.

**Механические свойства сталей для трубопроводов.** Эксплуатационные параметры отечественной энергетики позволяют применять традиционные котельные и трубные материалы [10]:

1) углеродистые и низколегированные стали марок 10, 20, 15ГС при температурах до 500 °С;

2) хромомолибденовые и хромомолибденованадиевые перлитные стали марок 15ХМ, 12Х1МФ, 15Х1М1Ф, 12Х2МФСР с температурой применения до 585 °С (при базовой температуре не выше 540–565 °С);

3) хромистую жаропрочную сталь марки 10Х9МФБ. Применение стали марки 10Х9МФБ позволило решить проблему эксплуатации трубных элементов и котельного оборудования в со-

ставе блоков высоких параметров при температуре до 600 °С;

4) аустенитные стали марок 12Х18Н12Т и 12Х18Н10Т для температур до 640 °С (для высокотемпературных частей пароперегревательных котлов).

Сравнение характеристик стали 10Х9МФБ (табл. 1) с традиционно применяющимися для изготовления пароперегревателей и паропроводов перлитными сталями марок 12Х1МФ и 15Х1М1Ф показывает возможность увеличения ресурса и существенного снижения (на 25–30 %) металлоемкости трубных элементов котлов и паропроводов, работающих при традиционных температурах 540–565 °С, за счет уменьшения толщины стенок трубных элементов.

**Влияние наклепа на сопротивление ползучести.**

При гибке труб в условиях низких температур происходит наклеп металла. Для определения влияния полугорячего наклепа на сопротивление ползучести при рабочей температуре материала гибов в нашей работе были проведены специальные испытания. На рис. 1 приведены результаты испытаний на ползучесть образцов из стали 12Х1МФ при температуре 565 °С и напряжении 100 МПа в состоянии различной предварительной пластической деформации растяжением, произведенной при 500 °С.

При проведении линейной аппроксимации  $\epsilon_c = a\epsilon_p + b$  результатов испытаний были получены следующие значения коэффициента  $a$ : для  $\tau = 2$  ч — 0,0005; 4 ч — 0,0007; 6 ч — 0,0014; 8 ч —

Таблица 1

Номинальные допускаемые напряжения  $[\sigma]$ , МПа [2]

Температура, °С	Напряжения $[\sigma]$ для трех марок стали и трех значений, ч, расчетного ресурса							
	12Х1МФ			15Х1М1Ф			10Х9МФБ	
	10 <sup>5</sup> ч	2·10 <sup>5</sup> ч	3·10 <sup>5</sup> ч	10 <sup>5</sup> ч	2·10 <sup>5</sup> ч	3·10 <sup>5</sup> ч	10 <sup>5</sup> ч	2·10 <sup>5</sup> ч
500	130	96	88	140	108	100	127	122
540	73	62	58	78	69	65	90	83
550	66	56	52	71	63	58	83	78
570	53	44	41	57	51	47	69	65
580	47	39	36	52	46	43	63	57
600	37	31	29	43	38	35	52	48

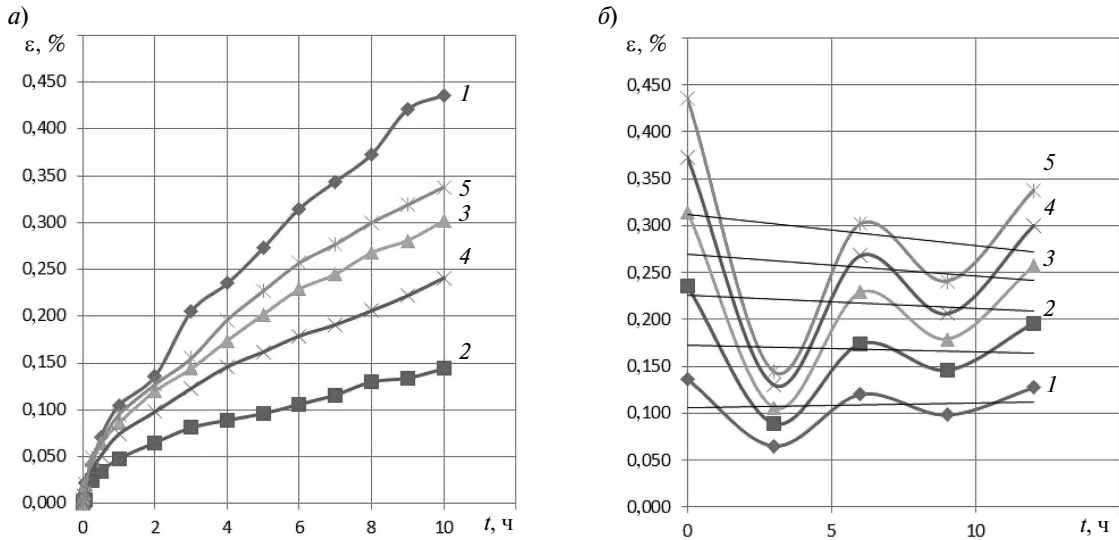


Рис. 1. Результаты испытаний образцов из стали 12Х1МФ при 565 °С:

- а) кривые ползучести после наклепа: 1–0 %; 2–3 %; 3–6 %; 4–9 %; 5–12 %;
- б) зависимость деформаций ползучести, накопленных за время  $\tau$ , от величины предварительной пластической деформации  $\epsilon_p$ : 1 –  $\tau = 2$  ч; 2 –  $\tau = 4$  ч; 3 –  $\tau = 6$  ч; 4 –  $\tau = 8$  ч; 5 –  $\tau = 10$  ч

0,0023; 10 ч — 0,0033. Можно констатировать, что при малых временах полугорячий наклеп не оказывает существенного влияния на значения деформаций ползучести; при больших временах проявляется тенденция к уменьшению деформаций ползучести с увеличением величины пластической деформации. С другой стороны, полугорячий наклеп приводит к снижению деформационной способности металла [11]. Поэтому при эксплуатации для оценки допустимых дефектов в металле гибов целесообразно использовать деформационные критерии разрушения и аппарат механики разрушения.

На Белгородском заводе при изготовлении гибов используется отпуск при 700–800 °С, что

приводит к полному снятию наклепа и обеспечению их высокой работоспособности.

### Методика расчета НДС и прочности гибов паропроводов с использованием МКЭ

**Определение геометрии гибов.** В качестве объектов исследования были выбраны отвод гнутый 90° — 426×20–1000×800×2670-R1700 (321.05) (рис. 2, а) [7] и отвод кругоизогнутый 90° — 426×20–1000×800×1571-R1000 (321.06) (рис. 2, б) [8]. Основные геометрические характеристики представлены в табл. 2.

Недостающие для построения моделей и последующих расчетов размеры (диаметры: макси-

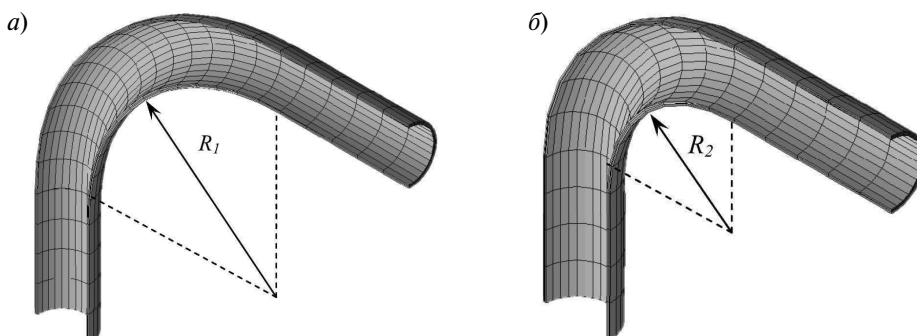


Рис. 2. Конечно-элементные модели:

- а) отвод гнутый 90°-426×20–1000×800×2670-R1700 (321.05);
- б) отвод кругоизогнутый 90° — 426×20–1000×800×1571-R1000 (321.06)

Таблица 2

Основные геометрические характеристики отводов

Типгиба	Диаметр		Радиус, R, мм	Толщина стенки		Длина прямого уч-ка		Овальн., a, %
	Условн., D <sub>y</sub> , мм	Наружн., D <sub>a</sub> , мм		прямых уч-ков, s, мм	среднего сечения, s <sub>1</sub> , мм	на входе, l, мм	выходе, l <sub>1</sub> , мм	
321.05			1700		15,9			6
321.06	400	426	1000	20	15,0	1000	800	7

максимальный D<sub>max</sub><sup>H</sup> и минимальный D<sub>min</sub><sup>H</sup> наружные; максимальный D<sub>max</sub><sup>B</sup> и минимальный D<sub>min</sub><sup>B</sup> внутренние) эллиптического среднего поперечного сечениягиба определялись следующим образом.

Как известно, относительная овальность вычисляется по формуле

$$a = \frac{2(D_{max} - D_{min})}{D_{max} + D_{min}} \tag{1}$$

Исходя из предположения постоянства проходов — равенства площадей сечений при гибке — получаем выражение

$$\pi \frac{D_{max} D_{min}}{4} = \pi \frac{D^2}{4} \tag{2}$$

Решая систему, состоящую из уравнений (1) и (2), определяем по известным значениям овальности a, наружного и внутреннего диаметров трубы D значения D<sub>max</sub><sup>H</sup>, D<sub>min</sub><sup>H</sup>, D<sub>max</sub><sup>B</sup> и D<sub>min</sub><sup>B</sup> эллиптического среднего поперечного сечениягиба (табл. 3).

Таблица 3

Геометрические характеристики среднего сечения отводов

Диаметр	Отвод гнутый, мм	Отвод круто-изогнутый, мм
D <sub>max</sub> <sup>H</sup>	438,978	441,180
D <sub>min</sub> <sup>H</sup>	413,406	411,342
D <sub>max</sub> <sup>B</sup>	397,759	399,755
D <sub>min</sub> <sup>B</sup>	374,589	372,718

**Определение параметров ползучести материалов.** В [3–5] была разработана модифицированная модель двухстадийной ползучести Содерберга в целях обеспечения прогноза при больших временах, а также предложен способ идентификации параметров вязкоупругопластического материала по кривым ползучести на основе метода Левенберга — Марквардта.

Таким образом, в расчетах для описания зависимости деформаций ползучести от времени использовалась формула [3–5]

$$\epsilon_c = A\sigma^k(1 - e^{-Ct}) + Bt^{l+1}\sigma_m \tag{3}$$

где A, B, C, k, l, m — характеристики материала, допускающие зависимость от температуры (табл. 4).

Для сравнительного анализа НДСгиба по разработанной модели ползучести (3) и с использованием широко применяемых в настоящее время модели Нортон (4)

$$\epsilon_c = B\sigma^m t \tag{4}$$

и обобщенной модели Нортон

$$\epsilon_c = B\sigma^m t^{l+1} \tag{5}$$

были определены коэффициенты последних. Результаты расчета приведены в табл. 5.

**Процедура расчета НДС и прочности гибов.** Решение нелинейных краевых задач в трехмерной постановке выполнялось с использованием конечно-элементного (КЭ) программного комплекса PANTOCRATOR [12]. Вследствие симметрии относительно плоскостигиба рассматривалась половинагиба. При этом выбирались следующие граничные условия: давление внутригиба p = 4 МПа; перемещения концовгиба в направлении нормали попереч-

Таблица 4

Значения коэффициентов уравнения (3) для трубных сталей

Марка стали	Температура, °С	Коэффициенты					
		A, МПа <sup>-k</sup>	k	C, ч <sup>-1</sup>	B, МПа <sup>-m·ч<sup>-(l+1)</sup></sup>	l	m
10X9MФБ	550	3,336·10 <sup>-11</sup>	4,092	2,143·10 <sup>-5</sup>	1,012·10 <sup>-20</sup>	-0,741	7,783
	575	8,460·10 <sup>-13</sup>	5,290	1,669·10 <sup>-5</sup>	1,604·10 <sup>-16</sup>	-0,717	5,894
	600	7,511·10 <sup>-11</sup>	2,703	1,456·10 <sup>-3</sup>	1,456·10 <sup>-11</sup>	-0,544	2,764
12X1MФ	500	3,802·10 <sup>-12</sup>	4,532	8,291·10 <sup>-6</sup>	3,483·10 <sup>-14</sup>	-0,886	4,458
	550	7,130·10 <sup>-14</sup>	5,356	8,268·10 <sup>-4</sup>	2,217·10 <sup>-12</sup>	-0,478	3,900
15X1M1Ф	500	3,615·10 <sup>-9</sup>	3,018	2,048·10 <sup>-5</sup>	7,684·10 <sup>-14</sup>	-0,498	3,833
	540	1,281·10 <sup>-03</sup>	4,278	2,112·10 <sup>-13</sup>	1,537·10 <sup>-17</sup>	-0,517	5,824

ного сечения отсутствуют. При решении нелинейных начально-краевых задач расчеты проводились со следующим шагом интегрирования по времени: в интервале от 0 до 1000 ч — 10 ч, свыше 1000 ч — 1000 ч.

Таблица 5

Значения коэффициентов уравнений (4) и (5) для 10X9MФБ при температуре 550 °С

Модель	Коэффициенты		
	B, МПа <sup>-m·ч<sup>l</sup></sup>	l	m
Нортон (4)	2,420·10 <sup>-23</sup>	—	7,676
Обобщенный Нортон (5)	1,153·10 <sup>-14</sup>	-0,598	4,809

В КЭ расчетах использовались восьмиузловые трехмерные элементы. Типичные КЭ модели приведены на рис. 2. Результаты КЭ расчетов НДС представлены и проанализированы в далее.

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

$$\sigma_{\text{экв}} = \left[ \frac{1}{\tau} \sum_j (\sigma_i)_j^q \Delta\tau_j \right]^{\frac{1}{q}}, \quad (6)$$

где q — тангенс угла наклона длительной прочности; Δτ<sub>j</sub> — время работы; σ<sub>i</sub> — среднее на j-м режиме значение интенсивности напряжений (по Мизесу),

$$\sigma_i =$$

$$= \sqrt{\frac{1}{2} \left[ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]}. \quad (7)$$

Проведенными расчетами установлено слабое влияние изменений величины q на значения σ<sub>экв</sub> в гिбах паропроводов.

Определение приведенных напряжений и ресурса

**Определение приведенных напряжений.** Согласно [2] приведенным напряжением от действия внутреннего давления принимается наибольшее из полученных по формуле (8) напряжений, действующих на внешней (растянутая), внутренней (сжатая) и нейтральной сторонах отвода трубопроводов:

$$\sigma_{\text{при}} = \frac{p}{2\phi_w} \left( D_a - \frac{s_f - c_2}{K_i Y_i} \right) \frac{K_i Y_i}{s_f - c_2}, \quad (8)$$

где φ<sub>w</sub> — коэффициент прочности сварного шва (в случае отсутствия продольного сварного шва φ<sub>w</sub> = 1); s<sub>f</sub> — фактическая толщина стенки, принимаемая равной наименьшему значению, измеренному на внешней, внутренней и нейтральной сторонах отвода в одном сечении; c<sub>2</sub> — эксплуатационная прибавка, компенсирующая согласно [2] возможное понижение прочности детали в условиях эксплуатации за счет воздействия коррозии, механического износа и др., состоящая из прибавок, компенсирующих понижение прочности: по пароводяной стороне c<sub>21</sub> = 0,3 и со стороны газов c<sub>22</sub> (для необогреваемых деталей c<sub>22</sub> = 0); K<sub>1</sub>, K<sub>2</sub>, K<sub>3</sub> — торовые ко-

эффиценты для внешней, внутренней и нейтральной сторон, которые определяются по формулам

$$K_1 = \frac{4 \frac{R}{D_a} + 1}{4 \frac{R}{D_a} + 2}; \quad K_2 = \frac{4 \frac{R}{D_a} - 1}{4 \frac{R}{D_a} - 2}; \quad K_3 = 1. \quad (9)$$

Отличительной особенностью отечественных норм прочности перед зарубежными является то, что при определении приведенных напряжений вводятся дополнительные коэффициенты — коэффициенты формы  $Y_1, Y_2, Y_3$  для внешней, внутренней и нейтральной сторон, рассчитываемые по формулам

$$Y_1 = Y_2 = 0,4 \left( 1 + \sqrt{1 + 0,015 \frac{a}{\alpha} q} \right); \quad (10)$$

$$Y_3 = 0,4 \left( 1 + \sqrt{1 + 0,015 \frac{a}{\alpha}} \right). \quad (11)$$

Здесь  $\alpha$  и  $q$  определяются по формулам

$$\alpha = \frac{p}{2[\sigma] + p}; \quad q = 2\alpha \frac{R}{D_a} + 0,5. \quad (12)$$

При  $\alpha < 0,03$  значения коэффициентов формы  $Y_i$  и поправочного коэффициента  $q$  принимались равными их значению при  $\alpha = 0,03$ .

**Определение ресурса.** Индивидуальный ресурс для гибов паропроводов определялся исходя из следующего соотношения гарантированных характеристик длительной прочности, представляющего собой преобразованное параметрическое уравнение [13]:

$$\lg \tau = \frac{1}{T} \sum_{k=0}^6 A_k \left( \frac{n\sigma}{10} \right)^k + 2 \lg T - b, \quad (13)$$

где  $\tau$  — индивидуальный ресурс, ч;  $T$  — используемая в расчете температура, К;  $n$  — коэффициент запаса прочности ( $n = 1,5$ );  $\sigma$  — принимается равным интенсивности напряжений по

Мизесу (7) или приведенному напряжению (8) (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 (табл. 6).

В связи с отсутствием в [13] коэффициентов для марки стали 10Х9МФБ, необходимых для расчета ресурса по формуле (13), ресурс для полученных эквивалентного и приведенного напряжений в данной стали определялся по следующей формуле:

$$\tau = t_1 \left[ \frac{\ln \frac{t_2}{t_1}}{\ln \frac{[\sigma_{\text{доп}1}]}{[\sigma_{\text{доп}2}]}} \right]^{\frac{\ln \frac{t_2}{t_1}}{\ln \frac{[\sigma_{\text{доп}1}]}{[\sigma_{\text{доп}2}]}}} \sigma^{\frac{\ln \frac{t_2}{t_1}}{\ln \frac{[\sigma_{\text{доп}1}]}{[\sigma_{\text{доп}2}]}}}, \quad (14)$$

где  $[\sigma_{\text{доп}1}], [\sigma_{\text{доп}2}]$  — допускаемые напряжения соответственно для ресурса  $t_1$  и  $t_2$  при температуре  $T = \text{const}$ ;  $\sigma$  — интенсивность напряжений по Мизесу (7) или приведенное напряжение (8) (с учетом и без учета коэффициентов формы), для которых определяется ресурс.

### Результаты КЭ расчетов процессов релаксации напряжений в гихах и определение их ресурса

В ходе проведенных КЭ расчетов было установлено, что независимо от типа отвода, применяемой для описания деформаций ползучести модели, а также задаваемых различных условий нагружения (давление внутри гиха, механический момент от действия гравитационных сил) максимальные напряжения возникают в среднем сечении на внешней растянутой стороне гиха (точка А на рис. 3), а максимальное перемещение — в среднем сечении на внутренней растянутой стороне гиха (точка С на рис. 3).

Таблица 6

Коэффициенты аппроксимирующего полинома параметра Ларсона — Миллера

Марка стали	Коэффициенты						
	$A_0$	$A_1$	$A_2$	$A_3$	$A_4$	$A_5$	$A_6$
12Х1МФ	22810,76	-730,70	89,186	-7,654	0,3316	-5,56·10 <sup>-3</sup>	0
15Х1М1Ф	24099,54	-774,70	79,73	-6,739	0,3162	-5,88·10 <sup>-3</sup>	0

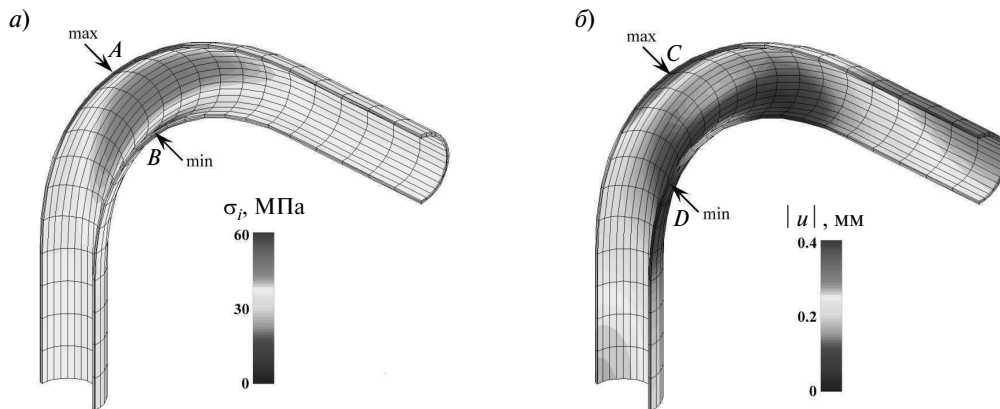


Рис. 3. Распределение полей интенсивности напряжений (а) и перемещений (б) в гйбе

Также было установлено, что в точке на внешнем радиусе гйба интенсивность напряжений релаксирует (убывает), а на среднем радиусе гйба интенсивность напряжений раза в два ниже, 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.

**Сравнительный анализ применяемых моделей ползучести.** В табл. 7 представлены результаты расчетного определения эквивалентных напряжений за 200 000 ч в гйбе по СТО ЦКТИ 321.05 из стали 10Х9МФБ при температуре 550 °С с одинаковыми параметрами сетки и использованием для описания процессов ползучести различных моделей: модифицированной модели Содерберга (3), Нортонa (4) и обобщенного Нортонa (5).

Таблица 7

**Сравнительный анализ применяемых моделей ползучести**

Модель	$\sigma_{\text{экв}}$ , МПа	Ресурс, ч
Модифицированная модель Содерберга	52,28	$2,489 \cdot 10^7$
Нортон	56,10	$1,064 \cdot 10^7$
Обобщенный Нортон	52,62	$2,302 \cdot 10^7$

Из табл. 7 видно, что расчет по модели Нортонa по сравнению с расчетом по модифицированной модели Содерберга дает более консервативную оценку — меньший ресурс, что, как было сказано ранее, связано с учетом первой стадии ползучести.

**Сравнительный анализ параметров КЭ моделей и различных условий нагружения.** С целью определения влияния параметров КЭ дискретизации рассматривались четыре варианта КЭ сетки, представленные в табл. 8. 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 внутреннем давлении равном 4 МПа представлены в табл. 8.

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

По результатам вычислений также было установлено, что увеличение внутреннего давления в 1,5 раза, с 4 до 6 МПа, приводит к уменьшению ресурса с  $2,489 \cdot 10^7$  до  $3,352 \cdot 10^5$  ч, т. е. в 74 раза.

**Сравнительный анализ результатов расчета НДС и ресурса гйбов из различных материалов.** Сравнение допускаемых, эквивалентных, определяемых на основе результатов КЭ расчета с использованием формул (6) и (7), и приведенных напряжений, определяемых аналитически по (8), в гйбах паропроводов из разных материалов (12Х1МФ, 15Х1М1Ф, 10Х9МФБ) при 500–600 °С и внутреннем давлении 4 МПа представлены в табл. 9 и на рис. 4 и 5.



Таблица 8

**Сравнительный анализ применяемых КЭ сеток**

Тип сетки	Кол-во элементов в гнутой части	Кол-во элементов всего	$\sigma_{\text{экв}}$ , МПа	Ресурс, ч
Равномерная	672	1104	52,28	$2,489 \cdot 10^7$
Равномерная	2688	4416	53,22	$2,008 \cdot 10^7$
Равномерная	4032	4464	53,25	$1,994 \cdot 10^7$
Неравномерная	2688	3552	53,28	$1,981 \cdot 10^7$

Относительное изменение овальности сечения ггиба паропровода вычислялось по формуле

$$d = \frac{a(t_0) - a(t)}{a(t_0)} 100 \% . \quad (15)$$

Анализ полученных и представленных в табл. 9 данных расчетов НДС методом конечных элементов с учетом ползучести в ггибах из разных материалов показывает, что толщина стенки в среднем сечении растянутой зоны ггиба  $s_1$  в процессе эксплуатации изменяется незначительно и, как и в начальный момент времени, остается самым тонким местом в гيبة. В данной зоне (окрестность точки А на рис. 3) возникают максимальные напряжения, как в случае расчетов по Нормам прочности с определением  $\sigma_{\text{пр1}}$ ,  $\sigma_{\text{пр2}}$  по формуле (8), так и проведенных в настоящей работе КЭ расчетов  $\sigma_{\text{экв}}$  (6)–(7) с учетом ползучести. При определении величин  $\sigma_{\text{пр1}}$ ,  $\sigma_{\text{пр2}}$  в табл. 9 использовались фактические значения толщины стенки, рассчитанные МКЭ.

Сравнение полученных данных по среднему сечению ггиба (минимальный и максимальный наружные диаметры в начальный ( $D_{\text{min н}}$ ,  $D_{\text{max н}}$ ) и конечный ( $D_{a \text{ min}}$ ,  $D_{a \text{ max}}$ ) моменты времени) показывает, 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 рис. 4, г–е. Как видно из табл. 9, вычисленные приведенные напряжения  $\sigma_{\text{пр1}}$ , рассчитанные с учетом коэффициентов формы  $Y_1$ ,  $Y_2$ ,  $Y_3$ , выше напряжений  $\sigma_{\text{пр2}}$ , полученных без их учета. Из сравнения  $\sigma_{\text{экв}}$  и  $\sigma_{\text{пр2}}$  следует, что последние выше первых. Таким образом, полученные результаты расчетов свидетельствуют о том, что наиболее консервативную оценку

в сравнении трех возможных вариантов определения возникающих в гيبة напряжений —  $\sigma_{\text{пр1}}$ ,  $\sigma_{\text{пр2}}$  и  $\sigma_{\text{экв}}$  — дает расчет приведенных напряжений с учетом коэффициентов формы  $\sigma_{\text{пр1}}$ , что в свою очередь приводит к наименьшему расчетному ресурсу ггиба.

Приведенные в табл. 9 данные для разных температур показывают насколько с увеличением температуры для сталей 10Х9МФБ (550–575 °С), 12Х1МФ (500–550 °С), 15Х1М1Ф (500–540 °С) уменьшаются значения напряжений  $\sigma_{\text{экв}}$ ,  $\sigma_{\text{пр1}}$ ,  $\sigma_{\text{пр2}}$ .

Полученные результаты расчетов свидетельствуют о преимуществах использования стали 10Х9МФБ для гيبов паропроводов вместо традиционных сталей 12Х1МФ и 15Х1М1Ф. Широкое внедрение этой стали позволит не только повысить надежность гибов паропроводов, но и использовать их для агрегатов с температурой пара 600 °С.

**Выводы и рекомендации**

Использование результатов КЭ решения задачи определения НДС гибов паропроводов в трехмерной постановке с учетом процессов ползучести позволяет увеличить обоснованный ресурс, по крайней мере, в 2 раза в сравнении с прогнозами норм, использующих котельные формулы.

Определены температурные зависимости эквивалентных напряжений  $\sigma_{\text{экв}}$  в ггибах из сталей 10Х9МФБ (550, 575, 600 °С), 12Х1МФ (500, 550 °С), 15Х1М1Ф (500, 540 °С) в сравнении с допускаемыми  $[\sigma]$  и приведенными  $\sigma_{\text{пр1}}$  напряжениями для ресурса 200000–300000 ч, позволяющие обоснованно выбирать материал паропроводов для заданных параметров ТЭС и решать проблемы продления ресурса для эксплуатирующихся агрегатов. Установлено, что при увеличении температуры изменения напряжений  $\sigma_{\text{экв}}$ ,  $\sigma_{\text{пр1}}$ ,  $\sigma_{\text{пр2}}$  по сравнению с изменениями  $[\sigma]$  незначительны.

## Результаты расчетов НДС и ресурса гибов паропроводов из разных материалов при разных температурах

Время, час	Температура, °С	Фактическая толщина стенки, мм			Наружный диаметр, $D_a$ , мкм		Овальность $a$ , %	Торовые коэффициенты			Критерий $\alpha$	Коэффициенты формы		Напряжения, МПа				Ресурс, час	
		внешней, $s_1$	внутр., $s_2$	нейтрал., $s_3$	min	max		$K_1$	$K_2$	$K_3$		$Y_1 = Y_2$	$Y_3$	$[\sigma]$	$\sigma_{эжв}$	$\sigma_{пр1}$	$\sigma_{пр2}$	по $\sigma_{эжв}$	по $\sigma_{пр1}$
<i>Сталь 10Х9МФБ, тип отвода — 321.05</i>																			
200000	550	15,90	22,91	20,90	413,971	438,645	5,788	0,944	1,072	1,0	$0,025 < 0,030$	1,109	1,189	78	52	63	57	$2,6 \cdot 10^7$	$2,4 \cdot 10^6$
	575	15,89	22,91	20,90	414,264	438,478	5,679	“-	“-	“-	0,302	1,095	1,168	61	49	62	57	$1,7 \cdot 10^6$	—
	600	15,87	22,90	20,89	415,665	437,690	5,162	“-	“-	“-	0,040	1,043	1,085	48*	51	59	57	—	—
<i>Сталь 10Х9МФБ, тип отвода — 321.06</i>																			
200000	550	14,99	23,62	21,15	411,767	440,974	6,850	0,912	1,135	1,0	$0,025 < 0,030$	1,115	1,241	78	50	71	64	$4,2 \cdot 10^7$	$4,2 \cdot 10^5$
	575	14,99	23,62	21,15	411,965	440,880	6,781	“-	“-	“-	0,302	1,102	1,220	61	47	71	64	$2,8 \cdot 10^6$	—
	600	14,97	23,61	21,14	413,074	440,358	6,394	“-	“-	“-	0,040	1,051	1,137	48*	49	67	64	—	—
<i>Сталь 10Х1МФ, тип отвода — 321.05</i>																			
300000	500	15,89	22,91	20,90	414,308	438,466	5,666	0,944	1,072	1,0	$0,022 < 0,030$	1,104	1,183	88	56	63	57	$3,7 \cdot 10^6$	$2,4 \cdot 10^6$
	550	15,83	22,89	20,89	418,335	436,266	4,187	“-	“-	“-	0,037	1,013	1,057	52	48	58	57	$2,4 \cdot 10^5$	$9,8 \cdot 10^4$
<i>Сталь 10Х1МФ, тип отвода — 321.06</i>																			
300000	500	14,99	23,62	21,15	412,035	440,856	6,758	0,912	1,135	1,0	$0,022 < 0,030$	1,112	1,237	88	52	71	64	$5,4 \cdot 10^7$	$9,9 \cdot 10^5$
	550	14,93	23,59	21,12	415,108	439,44	5,695	“-	“-	“-	0,037	1,039	1,127	52	47	67	64	$2,6 \cdot 10^5$	$4,6 \cdot 10^4$
<i>Сталь 15Х1МФ, тип отвода — 321.05</i>																			
300000	500	15,89	22,91	20,90	414,372	438,408	5,637	0,944	1,072	1,0	$0,020 < 0,030$	1,102	1,082	100	52	63	57	$2,3 \cdot 10^7$	$6,7 \cdot 10^6$
	540	15,89	22,91	20,90	414,892	438,110	5,444	“-	“-	“-	0,030	1,094	1,172	65	50	62	57	$1,6 \cdot 10^6$	$4,2 \cdot 10^5$
<i>Сталь 15Х1МФ, тип отвода — 321.06</i>																			
300000	500	14,99	23,62	21,15	412,073	440,822	6,742	0,912	1,135	1,0	$0,020 < 0,030$	1,111	1,236	100	50	71	64	$3,0 \cdot 10^7$	$2,9 \cdot 10^6$
	540	14,98	23,62	21,15	412,441	440,648	6,613	“-	“-	“-	0,030	1,106	1,230	65	48	71	64	$2,0 \cdot 10^6$	$1,7 \cdot 10^5$

\* Значения допускаемых напряжений, полученные экстраполяцией с малых по времени баз испытаний  $a$  — расчет по (1),  $K_1$ ,  $K_2$  — расчет по (9);  $\alpha$  — расчет по (12);  $Y_1 = Y_2$  — расчет по (10);  $Y_3$  — расчет по (11).

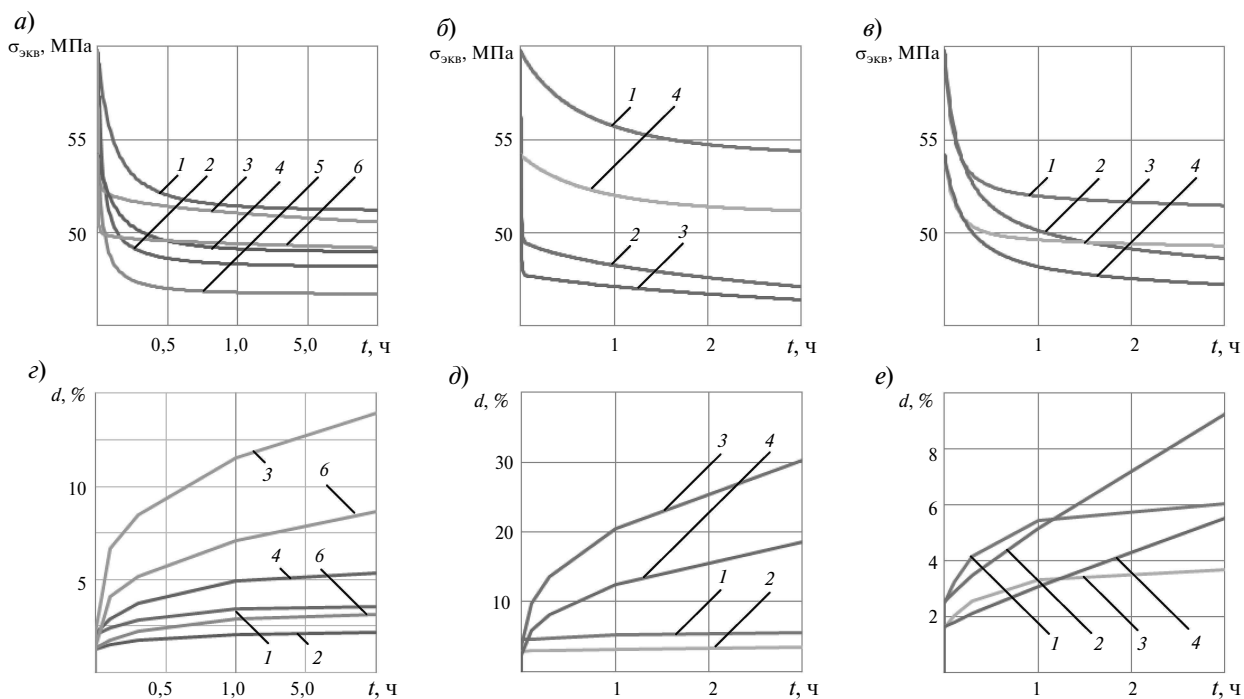


Рис. 4. Кривые релаксации напряжений  $\sigma_{\text{экв}}$  в среднем сечениигиба на наружной поверхности растянутой зоны (а, б, в) и относительное изменение овальности в среднем сечениигиба (г, б, в), рассчитанное по [17]: а, г — для стали 10X9MФБ в случаях отводов гнутого (1 — при 550 °С, 2 — 575 °С, 3 — 600 °С) и крутоизогнутого (4 — при 550 °С, 5 — 574 °С, 6 — 600 °С); б, д — для стали 12X1MФ в случаях отводов гнутого (1 — 500 °С, 2 — 550 °С) и крутоизогнутого (1 — 500 °С, 2 — 550 °С); в, е — для стали 15X1M1Ф в случаях отводов гнутого (1 — 500 °С, 2 — 540 °С) и крутоизогнутого (1 — 500 °С, 2 — 540 °С)

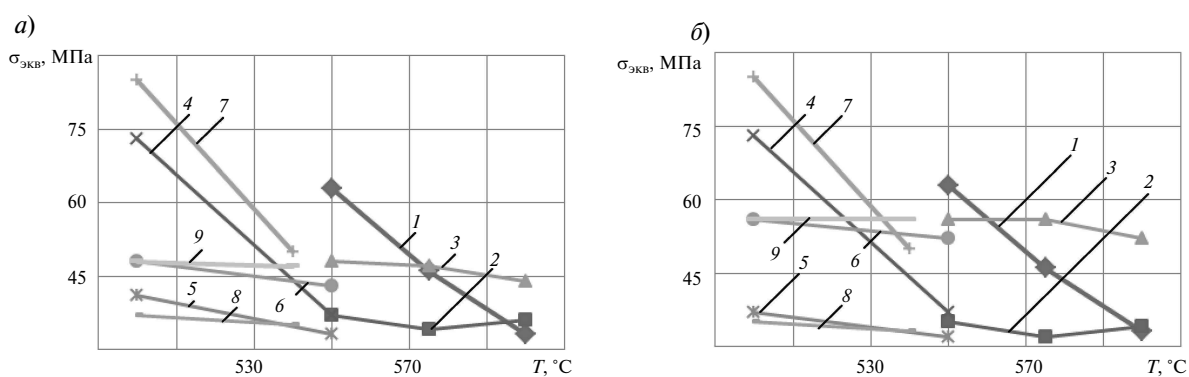


Рис. 5. Температурная зависимость напряжений  $[\sigma]$ ,  $\sigma_{\text{экв}}$ ,  $\sigma_{\text{пр1}}$  в среднем сечениигиба на наружной поверхности растянутой зоны в случаях отводов гнутого (а) и крутоизогнутого (б) для сталей 10X9MФБ (1 —  $[\sigma]$ , 2 —  $\sigma_{\text{экв}}$ , 3 —  $\sigma_{\text{пр1}}$ ), 12X1MФ (4 —  $[\sigma]$ , 5 —  $\sigma_{\text{экв}}$ , 6 —  $\sigma_{\text{пр1}}$ ), 15X1M1Ф (7 —  $[\sigma]$ , 8 —  $\sigma_{\text{экв}}$ , 9 —  $\sigma_{\text{пр1}}$ )

Установлено, что для гибов гнutoго и крутоизогнутого максимальные напряжения  $\sigma_{\text{эКВ}}$  возникают в среднем сечении гибов в растянутой зоне на внешней поверхности. Рассчитанные в данной точке значения  $\sigma_{\text{эКВ}}$  для крутоизогнутого гiba меньше, чем для гнutoго, что свидетельствует о преимуществах использования таких типов гибов.

Проведена большая серия расчетов НДС и ресурса гибов из разных материалов с использованием различных методик. Анализ полученных значений  $\sigma_{\text{эКВ}}$ ,  $\sigma_{\text{пр1}}$  (приведенные напряжения, полученные с учетом коэффициентов формы) и  $\sigma_{\text{пр2}}$  (приведенные напряжения, полученные без учета коэффициентов формы) показал, что  $\sigma_{\text{пр2}}$  во всех случаях больше  $\sigma_{\text{эКВ}}$ , но меньше  $\sigma_{\text{пр1}}$ . Это подтверждает положение, что результаты расчета приведенных напряжений

носят консервативный характер, причем наиболее консервативный результат получается в случае учета коэффициентов формы. В связи с этим рассчитанный по  $\sigma_{\text{эКВ}}$  ресурс больше, чем рассчитанный по  $\sigma_{\text{пр1}}$ .

Получены расчетные данные по кинетике изменения овальности труб в гibaх при эксплуатации. Установлено, что с увеличением времени овальность в среднем сечении гiba паропровода уменьшается. Для гнutoго отвода уменьшение овальности за время эксплуатации может составлять до 30 %, для крутоизогнутого — до 19 %.

На основании полученных в настоящей работе результатов рекомендуется внести изменения в СТО 17330282.27.100.005–2008 [13] в части методики расчетного определения напряжений, возникающих в гibaх паропроводов при эксплуатации.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРА

1. Балдин, Н.Н. Повышение живучести паропроводных гибов, эксплуатируемых в условиях ползучести на стационарных ТЭС [Текст]: Дис.... канд. техн. наук: 05.04.14 / Н.Н. Балдин — Иваново, 2001.— 177 с;
2. РД10–249–98 «Нормы расчета на прочность стационарных котлов и трубопроводов пара и горячей воды» [Текст].
3. Катанаха, Н.А. Идентификация параметров вязкоупругопластического материала по кривым ползучести на основе метода Левенберга— Марквардта [Текст] / Н.А. Катанаха, Л.Б. Гецов, А.С. Семенов // ХLI Неделя науки СПбГПУ: материалы научно-практической конференции с международным участием. Ч. V.— СПб.: Изд-во Политехн. ун-та, 2012.— С. 89–91.
4. Катанаха, Н.А. Единая модель долгосрочной и краткосрочной ползучести и идентификация ее параметров [Текст] / Н.А. Катанаха, А.С. Семенов, Л.Б. Гецов // Проблемы прочности.— 2013.— № 4. С. 143–157.
5. Катанаха, Н.А. Модификация модели ползучести повышенной точности прогноза при большой длительности нагружения и идентификация ее параметров [Текст] / Н.А. Катанаха, А.С. Семенов, Л.Б. Гецов // Механика деформации и разрушения.— 2013.— № 10.— С. 16–23.
6. Данюшевский, И.А. Оценка остаточного ресурса с учетом микроповрежденности [Текст] / И.А. Данюшевский, Е.Б. Куприй, М.Р. Малкин, Е.А. Гринь // Теплоэнергетика.— 2008.— № 2.— С. 17–20.
7. СТО ЦКТИ 321.05–2009, 321.06–2009 Отводы гнutoгие, крутоизогнутые для паропроводов тепловых станций. Конструкция и размеры [Текст] / ОАО «НПО ЦКТИ».— 24 с.
8. СТО ЦКТИ 10.003–2007. Трубопроводы пара и горячей воды тепловых станций [Текст] / ОАО «НПО ЦКТИ».
9. Боровков, В.М. Изготовление и монтаж технологических трубопроводов [Текст]: учебник для студ. учреждений сред. проф. образования / В.М. Боровков, А.А. Калютник.— М.: Изд. центр «Академия», 2007.— 240 с.
10. Скоробогатых, В.Н. Разработка и освоение материалов для тепловых блоков на суперсверхкритические параметры / В.Н. Скоробогатых, И.А. Щенкова // Энергонадзор и энергобезопасность.— 2008.— № 1.— С. 46–49.
11. Станюкович, А.В. Влияние наклепа на склонность к высокотемпературной хрупкости стали 12Х1МФ [Текст] / А.В. Станюкович, Н.С. Лапухина // Труды ЦКТИ. Вып. 169. Оценка сопротивляемости хрупким разрушениям материалов энергомашиностроения.— Л., 1979.— С. 45–51.
12. Семёнов, А.С. PANTOCRATOR — конечно-элементный программный комплекс, ориентированный на решение нелинейных задач механики [Текст] / А.С. Семёнов // Труды V-й Межд. конф. «Научно-технические проблемы прогнозирования надежности и долговечности конструкций и методы их решения».— СПб.: Изд-во СПбГПУ, 2003.— С. 466–480.
13. СТО 17330282.27.100.005–2008. Основные элементы котлов, турбин и трубопроводов ТЭС. Контроль состояния металла. Нормы и требования [Текст].— М., 2008.

## REFERENCES

1. **Baldin, N.N.** Povyshenie zhivuchesti paroprovodnykh gibov, ekspluatiruemykh v usloviakh polzuchesti na statsionarnykh TES [Tekst]: Dis.... kand. tekhn. nauk: 05.04.14 / Baldin Nikolai Nikolaevich.— Ivanovo, 2001.— 177 s. (rus.)
2. **RD10–249–98** «Normy rascheta na prochnost' statsionarnykh kotlov i truboprovodov para i goriachei vody». [Tekst].— (rus.)
3. **Katanakha N.A., Getsov L.B., Semenov A.S.** Identifikatsiia parametrov viazkouprugoplasticheskogo materiala po krivym polzuchesti na osnove metoda Levenberga-Markvardta [Tekst] // XLI Nedelia nauki SPbGPU: materialy nauchno-prakticheskoi konferentsii s mezhdunarodnym uchastiem. Ch. V.— SPb.: Izd-vo Politekh. un-ta, 2012.— S.89–91. (rus.)
4. **Katanakha N.A., Semenov A.S., Getsov L.B.** Edinaya model dolgosrochnoi i kratkosrochnoi polzuchesti i identifikatsiia ee parametrov [Tekst] // Strength of materials.— 2013. № 4. (rus.)
5. **Katanakha, N.A., Semenov A.S., Getsov L.B.** Modifikatsiia modeli polzuchesti povyshennoi tochnosti prognoza pri bolshoi dlitelnosti nagruzheniia i identifikatsiia ee parametrov [Tekst] // Mehanika deformatsii irazrusheniia.— 2013.— № 10.— S. 16–23. (rus.)
6. **Daniushevskii, I.A.** Otsenka ostatochnogo resursa s uchetom mikropovrezhdennosti [Tekst] // I.A. Daniushevskii, E.B. Kuprii, M.R. Malkin, E.A. Grin' // Teploenergetika.— 2008.— № 2.— S. 17–20. (rus.)
7. **STO TSKTI 321.05–2009, 321.06–2009.** Otvody gnutye, krutoizognutyie dlia paroprovodov teplovykh stantsii. Konstruktsiia i razmery [Tekst] / OAO «NPO TSKTI».— 24 s. (rus.)
8. **STO TSKTI 10.003–2007.** Truboprovody para i goriachei vody teplovykh stantsii [Tekst] (rus.)
9. **Borovkov, V.M., Kaliutik A.A.** Izgotovlenie i montazh tekhnologicheskikh truboprovodov: uchebnik dlia stud. uchrezhdenii sred. prof. obrazovaniia— M.: Izdatel'skii tsentr «Akademii», 2007.— 240 s.
10. **Skorobogatykh, V.N.** Razrabotka i osvoenie materialov dlia teplovykh blokov na supersverkhkriticheskie parametry / V.N. Skorobogatykh, I.A. Shchenkova [Text] // Energonadzori energobezopasnost'.— 2008.— № 1.— S. 46–49. (rus.)
11. **Staniukovich A.V., Lapukhina N.S.** Vliianie naklepa na sklonnost' k vysokotemperaturnoi khрупkosti stali 12Kh1MF [Tekst] // Trudy TsKTI 169. Otsenka soprotivliaemosti khрупkim razrusheniiam materialov energomashinostroeniia., 1979.— S. 45–51/ (rus.)
12. **Semenov A.S.** PANTOCRATOR—finite-element program specialized on the solution of non-linear problems of solid body mechanics [Text] / A.S. Semenov // Proc. of 5th Int. Conf. «Sci. and Eng. Problems of Reliability and Service Life of Structures and methods of their decision».— 2003.— P. 466–480/ (rus.)
13. **STO 17330282.27.100.005–2008.** Osnovnye elementy kotlov, turbin i truboprovodov TES. Kontrol' sostoianniia metalla. Normy i trebovaniia [Tekst].— M., 2008. (rus.)

## СВЕДЕНИЯ ОБ АВТОРАХ /AUTHORS

**КАТАНАХА Николай Александрович** — аспирант кафедры атомной и тепловой энергетики Санкт-Петербургского государственного политехнического университета; 195251, ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: katanaha@mail.ru

**КАТАНАХА Nikolay A.** — St.-Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnikheskaya Str. 29, St.-Petersburg, Russia; e-mail: katanaha@mail.ru

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

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

**ДАНИУШЕВСКИЙ Илья Александрович** — кандидат технических наук заместитель заведующего отделом прочности по котлам и трубопроводам Научно-производственного объединения «Центральный котло-турбинный институт» (НПО ЦКТИ); 191167, Санкт-Петербург, ул. Атаманская, д. 3/6; e-mail: i.dan1938@gmail.com

**DANYUSHEVSKII Ilya A.** — NPO CKTI; 191167, Atamanskaya Str. 3/6, St.-Petersburg, Russia; e-mail: i.dan1938@gmail.com

**СЕМЁНОВ Артём Семёнович** — кандидат физико-математических наук доцент кафедры механики и процессов управления Санкт-Петербургского государственного политехнического университета; 195251, ул. Политехническая, 29, Санкт-Петербург, Россия; e-mail: semenov.artem@googlemail.com

**SEME NOV Artem S.** — St.-Petersburg State Polytechnical University; 195251, Politekhnikheskaya Str. 29, St.-Petersburg, Russia; e-mail: semenov.artem@googlemail.com