

**Механика материалов:
прочность, ресурс, безопасность****Materials mechanics:
strength, durability, safety**DOI: <https://doi.org/10.26896/1028-6861-2023-89-6-51-61>**ВЛИЯНИЕ ОСТАТОЧНЫХ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ
НА РАСКРЫТИЕ И СТАБИЛЬНОСТЬ СКВОЗНЫХ ТРЕЩИН
В ЭЛЕМЕНТАХ ТРУБОПРОВОДОВ**© **Александр Георгиевич Казанцев^{1*}, Олег Максимович Петров¹,
Леонид Михайлович Соков²**¹ НПО «ЦНИИТМАШ», 115088, Москва, ул. Шарикоподшипниковская, д. 4; *e-mail: agkazantsev@cniitmash.com² ОКБ ГИДРОПРЕСС, Россия, 142103, Московская обл., г. Подольск, ул. Орджоникидзе, д. 21.

*Статья поступила 28 ноября 2022 г. Поступила после доработки 29 декабря 2022 г.
Принята к публикации 30 января 2023 г.*

Рассмотрено влияние остаточных напряжений в трубе Ду850 из стали 10ГН2МФА с аустенитной наплавкой, сварочных напряжений в монтажном кольцевом шве трубопровода и остаточных напряжений в криволинейном отводе Ду350 (сталь 08Х18Н10Т), возникающих при его изготовлении пластическим деформированием, на раскрытие и стабильность сквозных трещин. Расчеты остаточных напряжений выполнены с использованием метода конечных элементов (МКЭ). Показано, что остаточные напряжения вызывают изменения размеров и формы канала истечения, расхода теплоносителя, величины J -интеграла в вершине трещин. При относительно невысоких рабочих напряжениях берега коротких трещин за счет действия остаточных напряжений могут смыкаться с внутренней стороны стенки трубы, приводя к уменьшению или прекращению течи. При достаточно высоких рабочих напряжениях эффект от действия остаточных напряжений на протяженные трещины обратный — изменение формы канала истечения (увеличение раскрытия берегов трещины на наружной поверхности трубы) приводит к уменьшению трения потока теплоносителя о берега трещины и, соответственно, к увеличению объема течи. Представлены результаты испытаний внутренним давлением и изгибающим моментом натурных моделей элементов прямого участка трубопровода со сварным швом и криволинейного отвода Ду350 с искусственно созданными дефектами. Показано, что при испытании моделей из начальных дефектов развиваются локальные сквозные трещины, которые остаются стабильными при максимальных расчетных нагрузках (нормальные условия эксплуатации плюс максимальное расчетное землетрясение), что соответствует результатам выполненных расчетов и отвечает требованиям применимости концепции «течь перед разрушением».

Ключевые слова: наплавка; остаточные напряжения; сварной шов; криволинейный отвод; сквозная трещина; течь перед разрушением; расход теплоносителя; метод конечных элементов.

**THE IMPACT OF RESIDUAL TECHNOLOGICAL STRESSES ON THE OPENING
AND STABILITY OF THROUGH CRACKS IN PIPELINE ELEMENTS**© **Aleksandr G. Kazantsev,^{1*} Oleg M. Petrov,¹ Leonid M. Sokov²**¹ NPO "CNIITMASH", 4, Sharikopodshipnikovskaya ul., Moscow, 115088, Russia; *e-mail: agkazantsev@cniitmash.com² OKB GIDROPRESS, 21, Ordzhonikidze ul., Podolsk, Moscow obl., 142103, Russia

Received November 28, 2022. Revised December 29, 2022. Accepted January 30, 2023.

The impact of residual stresses in a DN850 pipe (steel 10GN2MFA) with austenitic cladding, welding stresses in the mounting annular seam of the pipeline, and residual stresses arising in a curvilinear branch DN350 (steel 08Kh18N10T) during manufacture by plastic deformation on the opening and stability of through cracks is considered. Calculations of residual stresses are performed using the finite element method (FEM). It is shown that residual stresses cause a change in the size and shape of the outflow channel, the coolant flow rate, and the value of the J -integral at the crack tip. In case of short cracks and relatively low operating stresses, the crack edges can close on the inside of the pipe wall due to the action of residual stresses thus leading to a decrease or cessation of the leak. A reversed effect of residual stresses

on extended cracks is observed at rather high operating stresses: change in the shape of the outflow channel (an increase in the opening of the crack edges on the outer surface of the pipe) leads to a decrease in the friction of the coolant flow against the crack edges and, hence, to an increase in the leak volume. The results of testing full-scale models of elements of a straight section of the pipeline with a welded seam and a curvilinear branch DN350 with artificially created defects by internal pressure and bending moment are presented. It is shown that local through cracks develop from initial defects, which remain stable at maximum design loads (normal operating conditions plus maximum design earthquake) which matches the calculation results and meets the requirements of the applicability of the concept of “leak before break”.

Keywords: surfacing; residual stresses; weld; curved tap; through crack; leak before break; coolant flow; finite element method.

Введение

Существующие нормативные подходы к обоснованию прочности трубопроводов АЭС допускают возможность образования сквозных дефектов. Для минимизации последствий наступления таких событий разрабатывают системы безопасности. В основе одной из таких систем лежит концепция «течь перед разрушением» (ТПР) [1 – 8]. Данная концепция постулирует возникновение течи через относительно устойчивую трещину, предшествующую полному разрушению трубопровода. Концепция ТПР направлена на предупреждение разрывов трубопроводов полным сечением, что обеспечивает смягчение требований к системам безопасности. Реализация сценария ТПР означает следующее: если образуется сквозная трещина, она создает течь, обнаруживаемую в режиме нормальной эксплуатации, оставаясь стабильной при максимальной расчетной нагрузке.

Действующие нормативные методики расчета на ТПР (ГОСТ Р 58328. «Трубопроводы атомных станций. Концепция «течь перед разрушением», US NRC Standard Review Plan, 3.6.3 “Leak Before Break Evaluation Procedures” и др.) не учитывают в полной мере влияние остаточных напряжений на раскрытие сквозных трещин и, соответственно, на величину утечки теплоносителя.

В данной работе рассмотрено несколько элементов трубопровода с остаточными напряжениями — прямая труба Ду850 из стали 10ГН2МФА с аустенитной наплавкой, монтажный шов в трубопроводе Ду350 из стали 08Х18Н10Т и криволинейный отвод Ду350 из стали 08Х18Н10Т, изготовленный пластическим деформированием.

Влияние остаточных напряжений в аустенитной наплавке на раскрытие сквозных трещин в трубопроводах, изготовленных из перлитной низколегированной стали исследовалось ранее [9 – 14]. Было показано, что возникающие в наплавке при рабочей температуре сжимающие напряжения, обусловленные разницей коэффициентов температурного расширения (КТР) металла наплавки и основного металла, препятствуют

раскрытию сквозных трещин и уменьшают размеры течи. Расчеты в указанных работах выполнены в предположении, что остаточные напряжения полностью снимаются при гидроиспытаниях. Кроме того, не исследовано изменение формы канала истечения теплоносителя вследствие отличия КТР и действия ОН.

Методика и результаты расчетов

Ниже представлены результаты уточненного численного МКЭ-анализа влияния остаточных напряжений, возникающих при изготовлении аустенитной наплавки, на раскрытие сквозных трещин с учетом всей технологической цепочки, включая наплавление металла на внутреннюю поверхность трубы (за один проход), термообработку (ТО), гидроиспытания (ГИ).

Расчеты выполнены применительно к главному циркуляционному трубопроводу (ГЦТ) Ду850 на АЭС типа ВВЭР-1000, имеющему толщину 70 мм, которая включает толщины основного металла (сталь 10ГН2МФА) — 63 мм и антикоррозионной наплавки (сталь 08Х18Н10Т) — 7 мм (рис. 1, а). Рабочее давление в ГЦТ — 16,2 МПа, температура — 300 °С. Изготовление наплавки моделировали путем активации элементов наплавки с начальной температурой 1500 °С.

На рис. 1, б показано полученное распределение компонент осевых напряжений по толщине трубы (расстояние отсчитывали от внутренней поверхности трубы к наружной) после изготовления наплавки (ее охлаждения до 20 °С), проведения ТО, ГИ и приложения рабочей температуры и давления. Видно, что после ТО (нагрев до 650 °С с выдержкой 30 ч), ГИ и разгрузки остаточные напряжения в наплавке снимаются не полностью, а уменьшаются примерно с 280 до 135 МПа. При нагреве до рабочей температуры в наплавке действуют сжимающие напряжения до 80 МПа.

Для определения влияния наплавки на раскрытие поперечных трещин различной длины выполнен ряд расчетов с варьированием азимутального угла трещины 2φ в диапазоне от 0 до

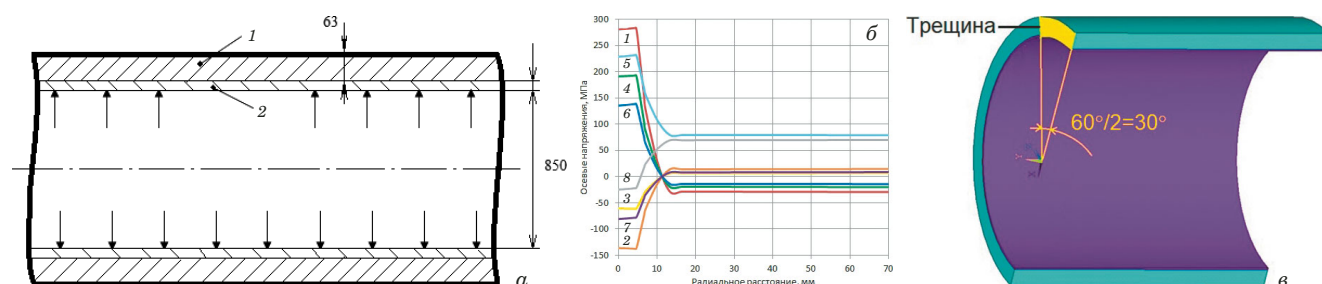


Рис. 1. Результаты исследования ГЦТ ДУ 850: *a* — сечение трубопровода (1 — основной металл, 2 — наплавка); *b* — распределение осевых напряжений по толщине трубы (1 — ОН после наплавки, 20 °C; 2 — нагрев до 650 °C; 3 — после выдержки 30 ч при 650 °C; 4 — после охлаждения до 20 °C; 5 — при ГИ; 6 — после ГИ; 7 — нагрев до рабочей температуры 300 °C; 8 — приложение давления 16 МПа); *c* — геометрическая модель со сквозной трещиной (2φ = 60°)

Fig. 1. Results of testing DN850 pipeline: *a* — section of the pipeline with surfacing (1 — base metal, 2 — cladding); *b* — distribution of axial stresses through-the-thickness of the pipe (1 — residual stress after cladding, 20 °C; 2 — heating up to 650 °C; 3 — after keeping for 30 h at 650 °C; 4 — after cooling to 20 °C; 5 — at hydro-testing; 6 — after hydro-testing; 7 — heating to an operating temperature of 300 °C; 8 — under pressure of 16 MPa); *c* — geometric model with a through crack (2φ = 60°)

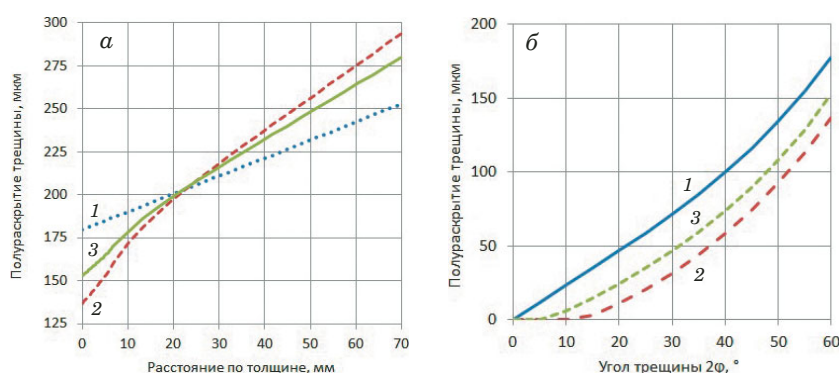


Рис. 2. Зависимости полуоткрытия трещины от расстояния по толщине трубы (*a*) и полуоткрытия трещины на внутренней поверхности от углового размера трещины (*b*): 1 — труба без наплавки; 2 — с наплавкой без учета ОН; 3 — наплавка с учетом ОН

Fig. 2. Dependences of the crack half-opening on the distance through-the-thickness of the pipe wall (*a*) and the crack half-opening on the inner surface on the angular size of the crack (*b*): 1 — pipe without cladding; 2 — with cladding without residual stress; 3 — cladding with residual stress

60° (рис. 1, *c*). Трещина моделировалась раскреплением узлов конечных элементов.

Влияние ОН на полуоткрытие поперечной сквозной трещины протяженностью 60° показано на рис. 2. Здесь приведены значения полуоткрытия трещины по толщине стенки в трубе без наплавки (1), в трубе с наплавкой без учета ОН (2) и с учетом ОН после ТО и ГИ (3) при нагружении рабочими давлением и температурой. Точка с нулевой координатой на горизонтальной оси соответствует внутренней поверхности трубы.

Из рис. 2, *a* видно, что ОН снижают эффект от разницы КТР металла наплавки и основного металла трубы. Наличие наплавки приводит к изменению угла раскрытия трещины — снижению раскрытия на внутренней поверхности и увеличению — на наружной. Трещины небольшой протяженности (при азимутальных углах трещины 2φ < 6°) при наличии ОН не раскрываются (рис. 2, *b*).

Аналогичные эффекты получены при оценке влияния ОН в монтажном шве и криволинейном отводе аустенитного соединительного трубопровода Ду350 из стали 08X18H10T для АЭС с ВВЭР на раскрытие сквозных трещин и форму канала истечения.

ОН в сварном кольцевом шве (рис. 3, *a*) определяли на основе моделирования многопроходной сварки [15] с использованием сварочной проволоки 04X19H11M3. Результаты расчета распределения компонент напряжений по толщине трубы в центральной части шва приведены на рис. 3, *b*.

На рис. 4 показано изменение полуоткрытия сквозной кольцевой трещины длиной 250 мм в сварном шве по толщине трубы (точка с нулевой координатой на горизонтальной оси соответствует внутренней поверхности трубы) при действии рабочего давления 16,2 МПа, $T = 350$ °C и значениях изгибающего момента M , равных 0,240 кН·м (режим нормальной эксплуатации

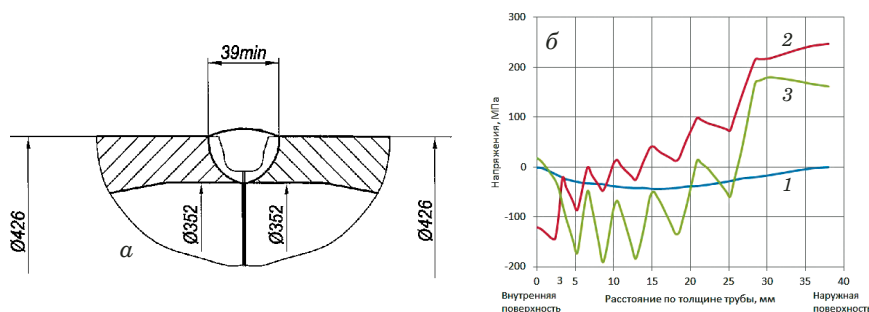


Рис. 3. Схема сварного шва в прямой трубе (а) и распределения компонент напряжений по толщине трубы в середине сварного шва (б): 1 – 3 — радиальные, тангенциальные, осевые напряжения соответственно

Fig. 3. Scheme of the weld in a straight pipe (а) and distribution of stress components through-the-thickness of the pipe in the middle of the weld: 1 — radial stresses; 2 — tangential; 3 — axial

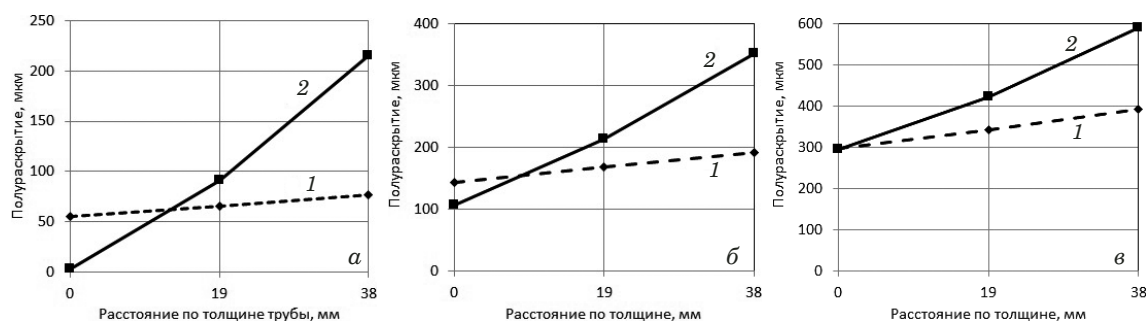


Рис. 4. Распределение полураскрытия трещины в сварном шве по толщине трубы: а — при действии рабочего давления; б — при действии рабочего давления и изгибающего момента $M = 240 \text{ кН} \cdot \text{м}$; в — при действии рабочего давления и изгибающего момента $M = 570 \text{ кН} \cdot \text{м}$ (1 и 2 без ОН и с ОН)

Fig. 4. Distribution of the crack half-opening in the weld through-the-thickness of the pipe: а — under the action of working pressure; б — under the action of working pressure and bending moment $M = 240 \text{ кН} \cdot \text{м}$; в — under the action of working pressure and bending moment $M = 570 \text{ кН} \cdot \text{м}$ (1 — without residual stress; 2 — with residual stress)

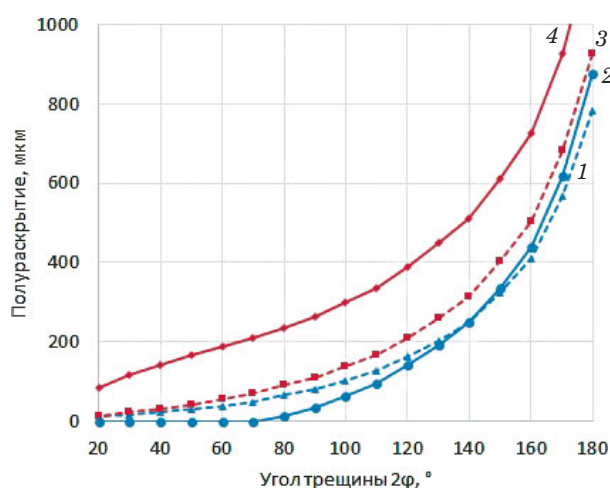


Рис. 5. Зависимости полураскрытия трещины в сварном шве от величины угла 2φ без ОН (пунктирные кривые) и с ОН (сплошные кривые): 1 — без ОН, внутренняя поверхность; 2 — с ОН, внутренняя поверхность; 3 — без ОН, наружная поверхность; 4 — с ОН, наружная поверхность.

Fig. 5. Dependence of the crack half-opening in a weld on the magnitude of the angle 2φ without residual stress (dotted curves) and with residual stress (solid curves): 1 — without residual stress, inner surface; 2 — with residual stress, inner surface; 3 — without residual stress, outer surface; 4 — with residual stress, outer surface

НЭ) и $M = 570 \text{ кН} \cdot \text{м}$ (режим НЭ плюс максимальное расчетное землетрясение МРЗ). Приведены значения полураскрытия от внешних нагрузок (кривая 1) и от суммарного воздействия остаточных напряжений и внешних нагрузок (кривая 2). Видно, что ОН вызывают поворот берегов и увеличение угла раскрытия трещины, что наиболее выражено при относительно небольших рабочих напряжениях (при $M = 0$ и $M = 240 \text{ кН} \cdot \text{м}$).

На рис. 5 приведены результаты расчетов раскрытия сквозной трещины с прямыми берегами в сварном шве в зависимости от ее протяженности (азимутального угла) при действии рабочего давления ($M = 0$). Трещины небольшой протяженности (до угла 70 градусов) являются закрытыми (при $P = 16,2 \text{ МПа}$). При $2\varphi > 70$ градусов трещины раскрываются, с увеличением протяженности трещин раскрытие становится больше.

Влияние остаточных напряжений на раскрытие трещины на внутренней поверхности трубы (синие линии) с увеличением протяженности трещины снижается и становится несущественным при $2\varphi > 140^\circ$.

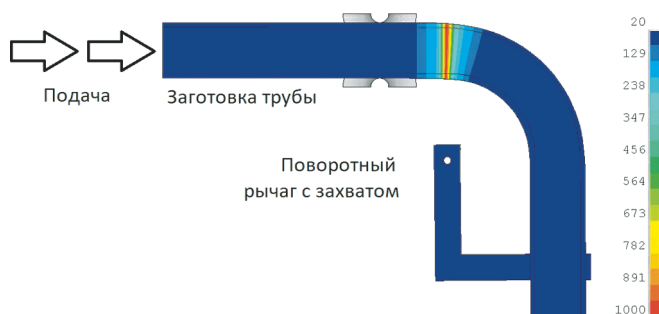


Рис. 6. Схема процесса изготовления отвода с полем температур

Fig. 6. Scheme of the process of manufacturing a pipe elbow with a temperature field

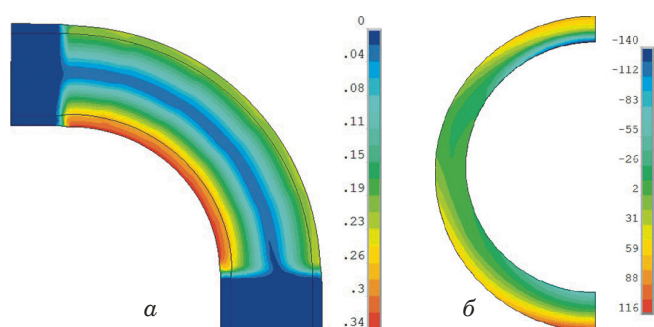


Рис. 7. Распределение интенсивности остаточных деформаций (отн. ед.) в продольном (а) и остаточных окружных напряжений (МПа) в поперечном (б) сечениях отвода

Fig. 7. Distribution of the intensity of residual deformations (rel. units) in the longitudinal (a) and residual circumferential stresses (MPa) in the transverse (b) section of the pipe elbow

Для определения ОН в криволинейном отводе выполнено моделирование с использованием МКЭ процесса изготовления криволинейного отвода радиусом 1200 мм из трубы $\varnothing 426 \times 40$ мм (сталь 08X18H10T) [16].

Трубу сгибали на трубогибном станке с локальным нагревом током высокой частоты (ТВЧ) и водяным охлаждением. Схема изготовления гнutoго отвода показана на рис. 6. При гибке трубу-заготовку закрепляли в зажимах подающей каретки и поворотного рычага — водила. Нагревали узкий кольцевой участок. Трубу перемещали через направляющие и при повороте рычага (водила), толкаемого трубой, изгибали нагретый участок. Гибкой последовательно нагретых участков движущейся трубы формировали согнутый участок отвода. Ввиду наличия симметрии моделировали 1/2 часть трубы и захвата.

Распределение остаточных деформаций и напряжений в изготовленном отводе представлено на рис. 7.

В МКЭ-модель отвода с остаточными напряжениями в растянутую и сжатую зоны были им-

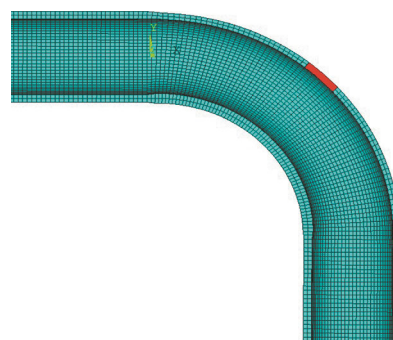


Рис. 8. Отвод с продольной сквозной трещиной (выделена красным цветом) на растянутых волокнах

Fig. 8. Pipe elbow with a longitudinal through crack (highlighted in red) on stretched fibers

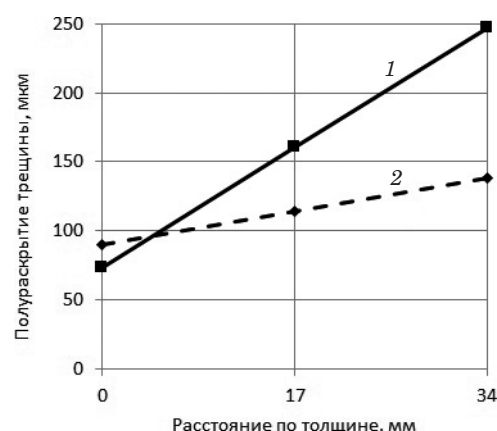


Рис. 9. Изменение по толщине полураскрытия трещины в отводе Ду350 в зоне растянутых волокон: 1 и 2 — без ОН и с ОН

Fig. 9. Change in the crack half-opening in DN350 branch in the zone of stretched fibers (1 — without residual stress, 2 — with residual stress)

плементированы продольные и поперечные сквозные трещины различной длины (от 10 до 300 мм). Как и в ранее рассмотренных случаях, действие ОН в большей степени проявилось на коротких трещинах, которые могут оставаться замкнутыми даже при приложении рабочего давления.

Изменение раскрытия берегов трещины и формы канала истечения при действии ОН показано на примере сквозной продольной трещины длиной 150 мм на растянутой стороне отвода (рис. 8). Приведены значения полураскрытия трещины (рис. 9) только от давления (кривая 1) и от суммарного воздействия остаточных напряжений и давления (кривая 2). Как и для поперечной трещины в сварном шве (см. рис. 4), ОН приводят к уменьшению раскрытия трещины на внутренней стороне стенки отвода и увеличению на наружной (см. рис. 9). Данный результат объясняется характером распределения ОН по тол-

Таблица 1. Влияние остаточных напряжений на величину течи**Table 1.** The effect of residual stresses on the amount of leakage

Трубопровод	Длина трещины, мм	Параметр шероховатости, мкм	Давление, МПа	Изгибающий момент, кН · м	Течь, л/мин	
					без ОН	с ОН
Ду850 с наплавкой	460	75	16,2	0 (НЭ)	83	89
Ду350 сварной шов	250	10	16,2	0	23	2,3
				240 (НЭ)	148	180
				570	560	672
Отвод Ду350	150	10	16,2	0 (НЭ)	34,5	45,9

Примечание. НЭ — нормальная эксплуатация.

щине стенки в шве и отводе — на внутренней поверхности действуют сжимающие ОН, а на наружной — растягивающие (см. рис. 3, б, рис. 7, б).

Полученные результаты позволили оценить объем утечки теплоносителя через сквозные трещины с учетом влияния ОН. Величину течи (на примере однофазного истечения) через сквозные трещины оценивали в соответствии с ГОСТ Р 58328.

Величину расхода теплоносителя через сквозную трещину определяли соотношением

$$Q = C_D \sqrt{p_0 \rho_0} WL, \quad (1)$$

где L — длина трещины на срединной поверхности; p_0 и ρ_0 — давление и плотность воды на входе в трещину, $W = (W_{ex} + W_{in})/2$ — среднее значение раскрытия трещины на наружной (W_{ex}) и внутренней (W_{in}) поверхностях; C_D — коэффициент расхода, учитывающий влияние на объем утечки различия в раскрытиях на наружной и внутренней поверхностях, длину канала истечения, а также трение теплоносителя о берега трещины. Коэффициент расхода

$$C_D = \frac{1 - d^2}{1 + \sqrt{2af/W}}, \quad (2)$$

где $f = (3,64 \log(2W/\mu) - 2,636)^{-2}$ — коэффициент трения; μ — параметр шероховатости, зависящий от морфологии трещины; $d = (W_{ex} - W_{in})/2W$ — параметр расхождения трещины.

С использованием зависимости (1) установлен объем течи в рассмотренных элементах трубопроводов без учета и с учетом ОН (табл. 1).

Расчеты величины течи для трещины в сварном шве при действии постоянного давления и варьировании величины изгибающего момента показали, что при отсутствии изгибных напряжений ($M = 0$) и, соответственно, небольшом раскрытии трещины ОН уменьшают течь, а при действии изгибающего момента M , равного 240 и

570 кН · м, раскрывающего трещину, — увеличивают (см. табл. 1).

Такой результат объясняется тем, что ОН оказывают двойное влияние. Поворот берегов трещины за счет действия ОН, с одной стороны, уменьшает раскрытие трещины на внутренней поверхности, что снижает объем течи. С другой стороны, раскрытие трещины на наружной поверхности приводит к уменьшению трения в выходной части канала истечения, что способствует увеличению течи. Таким образом, объем течи будет зависеть от того, вклад какого из этих факторов является преобладающим.

При нагрузках, соответствующих нормальной эксплуатации, во всех рассмотренных элементах ОН увеличивают течь, величина которой превышает более чем с 10-кратным запасом чувствительность систем контроля течей АЭС (1,9 л/мин). Таким образом, неучет ОН при НЭ дает консервативную оценку.

Применительно к условиям нагружения соединительного трубопровода Ду350 оценивали влияние ОН на стабильность трещин. Наиболее нагруженным элементом данного трубопровода является прямой участок со сварным швом при действии максимальных расчетных нагрузок (НЭ + МРЗ) — внутреннего давления 16,2 МПа и изгибающего момента 570 кН · м.

Анализ стабильности кольцевой трещины в сварном шве выполняли с использованием J -интегралов. Расчет J -интегралов в вершине трещины проводили методом объемного интегрирования по девяти контурам. Фронт дефектов моделировали вырожденными сингулярными элементами.

Расчеты, выполненные для глубокой (85 % от толщины стенки) несквозной протяженной трещины длиной 250 мм в сварном шве, показали, что сценарий, при котором такая трещина может развиваться в неустойчивую трещину и привести к разрушению полным сечением, нереализуем.

Максимальные значения J -интеграла соответствуют средней по длине части трещины, а минимальные — ее краям. Из этого следует, что

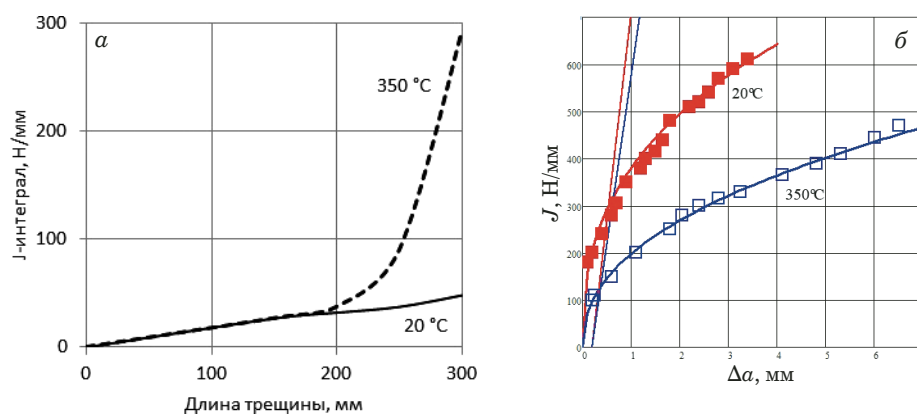


Рис. 10. Зависимости максимального значения J -интеграла для сквозной трещины от ее длины при НЭ + МРЗ (а) и $J - R$ кривые для металла шва (б)

Fig. 10. Dependence of the maximum value of J -integral for a through crack on the crack length under normal condition plus maximum calculated design earthquake (а) and $J - R$ curves for the weld metal (б)

рост трещины будет происходить в ее центральной части и преимущественно — в направлении толщины стенки. Без учета ОН максимальная величина J -интеграла в вершине указанной поверхностной трещины при максимальной расчетной нагрузке составляет около 80 кН/м, при наличии ОН — не превышает 60 кН/м, что ниже значения, соответствующего подрастанию трещины на 0,2 мм, полученного для металла шва ($J_{0,2} = 115$ кН/м при $T = 350$ °С).

Для сквозной трещины длиной 250 мм в сварном шве при действии внутреннего рабочего давления и изгибающего момента $M = 570$ кН · м величина J -интеграла при отсутствии ОН составляет 82 кН/м, а при наличии ОН она возрастает до 100 Н/мм, что ниже соответствующего значения $J_{0,2}$. Таким образом, сквозная трещина длиной 250 мм является стабильной.

Стабильность трещины будет сохраняться при увеличении изгибающего момента по крайней мере до 1000 кН · м. В этом случае величина J -интеграл возрастет до 275 Н/мм. Указанному значению соответствует вязкий подрост трещины на 2 мм (рис. 10, б). При таком подходе условие стабильности трещины в режиме НЭ + МРЗ сохраняется в случае выполнения неравенства

$$(\partial J / \partial c)_a < (\partial J / \partial c)_{mat}, \quad (3)$$

где $(\partial J / \partial c)_a = 4,1$ Н/мм² — производная по J - R кривой от приложенной нагрузки для трещины длиной 250 мм (см. рис. 10, а, кривая для $T = 350$ °С); $(\partial J / \partial c)_{mat} = 60$ Н/мм² — производная по $J - R$ кривой для металла шва в точке с $J = 275$ Н/мм (см. рис. 10, б, кривая для $T = 350$ °С).

Расчетная длина трещины в металле шва, вызывающая регистрируемую течь 19,1 л/мин, составляет 120 мм без учета ОН и 114 мм при

учете ОН. Принятая при расчете стабильности (1) длина сквозной трещины 250 мм более чем в два раза превышает длину трещин, создающих указанную течь, что соответствует требованиям выполнения концепции ТПР по величине запаса.

Для сквозных продольных трещин в растянутой наиболее нагруженной зоне отвода условие стабильности (1) для трещин длиной до 250 мм выполняется с большим запасом в силу более высокого уровня свойств и меньшей нагруженности отвода.

Методика и результаты испытаний

Для подтверждения стабильности поверхностных трещин при максимальных расчетных нагрузках и демонстрации реализации сценария по типу «течь перед разрушением» с образованием стабильных сквозных трещин проведены натурные испытания моделей прямого участка трубы Ду350 со сварным швом и отвода из стали 08X18H10T.

В связи со сложностью полной имитации условий нагружения трубопровода на стадии развития разрушения при $T = 350$ °С испытания выполняли при $T = 20$ °С.

Необходимо отметить, что в случае малопластичных материалов понижение температуры может привести к хрупкому разрушению после относительно небольшого стабильного подраста трещины. В этом отношении испытания моделей при $T = 20$ °С являются более консервативными.

Были испытаны две модели с трещиной в сварном шве. В одной из моделей трещина имела докритические размеры: длину вдоль шва — около 250 мм; глубину — примерно 85 % от толщины стенки (рис. 11, а).

В испытаниях по режиму НЭ + МРЗ для консервативности изгибающий момент был увели-

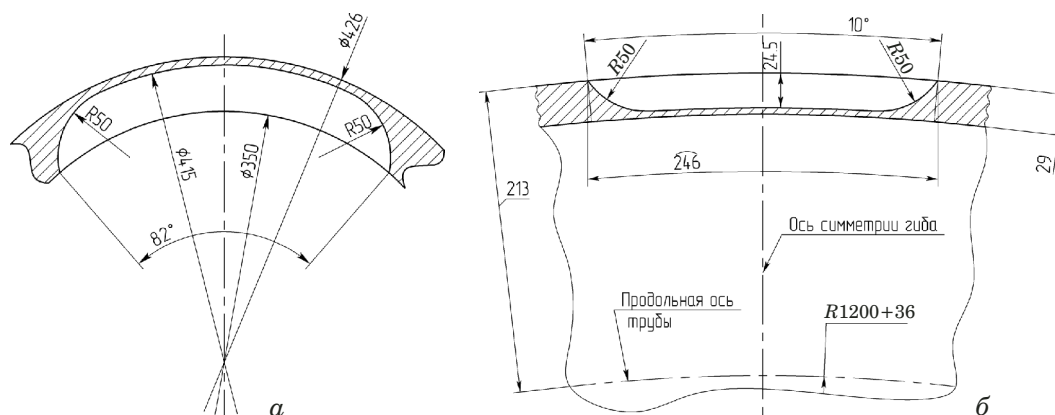


Рис. 11. Размеры исходных дефектов в сварном шве (*a* — поперечное сечение) и в растянутой зоне отвода (*b* — продольное сечение)

Fig. 11. Dimensions of initial defects in the weld (*a* — cross section) and in the stretched elbow zone (*b* — longitudinal section)

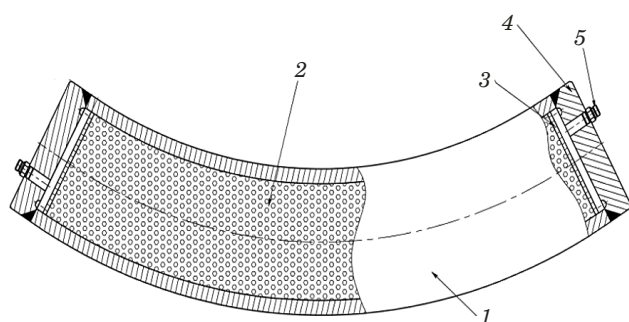


Рис. 12. Модель отвода в сборе: 1 — криволинейный отвод; 2 — галька; 3 — сетка ограничительная; 4 — заглушка; 5 — штуцер

Fig. 12. The model of the pipe elbow assembly: 1 — pipe elbow; 2 — pebble; 3 — restrictive mesh; 4 — plug; 5 — fitting

чен до 630 кН/м, максимальное давление — 17,6 МПа.

При указанных нагрузках максимальная величина J -интеграла для поверхностной трещины длиной 250 мм с учетом ОН составила около 90 Н/мм, что меньше $J_{0,2} = 290$ Н/мм ($T = 20^\circ\text{C}$). Страгивание трещины возможно при увеличении изгибающего момента примерно до 1100 кН·м, что на 30 % больше, чем максимальный расчетный момент.

Для оценки реальных критических размеров трещины во второй модели был создан более протяженный трещиноподобный дефект с длиной по внутренней поверхности 450 мм, которая превышает длину критического сквозного дефекта. В этом случае страгивание трещины, соответствующее условию $J = J_{0,2}$, происходит при изгибающем моменте $M = 500$ кН·м.

В модели отвода был подготовлен глубокий продольный трещиноподобный дефект длиной 250 мм на растянутой стороне (рис. 11, *b*), где металл имеет более низкие, чем в зоне сжатия и

у нейтральной оси, механические свойства и характеристики вязкости разрушения. Для трещины такой длины при давлении 17,6 МПа максимальная величина J -интеграла составила 20 кН/м, что ниже соответствующего значения $J_{0,2}$ для металла растянутой зоны отвода.

В целях уменьшения рабочего объема внутренние полости моделей прямого участка со сварным швом и криволинейного отвода заполняли на 70 % мелкой гранитной галькой (фракция 10 – 30 мм). С двух сторон на торцах моделей устанавливали заглушки со штуцерами для подачи масла и удаления воздуха. Для исключения попадания мелких фракций гальки в гидросистему предусмотрены ограничители в виде металлических сеток. На рис. 12 в качестве примера показано конструктивное исполнение модели отвода.

Режимы нагружения модели отвода и прямого участка трубы со сварным швом были выбраны с учетом данных о нагруженности соединительного трубопровода в режимах НЭ и НЭ + МРЗ.

Для реализации программы испытаний отвода и сварной трубы внутренним давлением разработана оригинальная конструкция гидравлического стенда, основанная на применении в качестве насоса высокого давления гидравлического цилиндра, нагружаемого испытательной машиной. В качестве последней использовали электрогидравлическую машину фирмы Schenck (ФРГ) усилием до 100 тс. Изгибающий момент в испытываемой модели создавался по схеме трехточечного изгиба на установке с максимальным усилием до 1000 тс.

Испытания отвода проводили путем циклического изменения внутреннего давления от нуля до заданного расчетного значения. На отводе в зоне исходного дефекта в виде острого надреза

был установлен датчик раскрытия трещины (экстензометр с базой 50 мм), показания которого использовали для регистрации момента страгивания трещины.

После 2000 циклов нагружения на внутренней поверхности отвода, в зоне дефекта, образовалась сквозная стабильная трещина длиной около 100 мм и возникла локальная течь. После инициации течи датчик раскрытия трещины демонтировали во избежание повреждения потоком масла. Дефект подрастал еще в течение нескольких циклов при наличии течи. Уровень давления при этом поддерживался постоянным за счет большой производительности гидроцилиндра, установленного на 100-тонной машине Schenck.

Зафиксированная датчиками величина раскрытия берегов надреза (рис. 13) при давлении 17,6 МПа на начальной стадии составляла около 290 мкм, в момент образования течи — примерно 350 мкм (перед снятием датчика). Плавное изменение раскрытия трещины свидетельствует о ее стабильном развитии.

Приблизительно такие же значения раскрытий получены и в результате расчета (табл. 2) — на наружной поверхности отвода оно составило 261 мкм, что достаточно близко к экспериментальным значениям.

В результате испытания подтверждено, что поверхностный дефект в отводе при циклическом нагружении максимальным расчетным давлением превращается в сквозную трещину с образованием течи, которая остается стабильной при дальнейшем нагружении таким же давлением. После образования течи и завершения циклического нагружения давление установили выше максимального расчетного уровня — до 22 МПа. При этом наблюдалось вязкое статическое подрастание трещины, но она осталась стабильной.

Испытания первой модели прямой трубы с дефектом длиной 250 мм в сварном шве на начальном этапе нагружения осуществляли внутренним циклическим давлением 15 МПа в течение $2 \cdot 10^4$ циклов с частотой 0,3 Гц для превращения дефекта в усталостную трещину.

Затем модель установили на испытательную машину Schenck с максимальным усилием 1000 тс и подвергали совместному воздействию статического внутреннего давления 17,6 МПа и изгибающего момента величиной 630 кН·м. На этом этапе проверяли стабильность трещиноподобного дефекта в модели.

В процессе испытания при действии заданного внутреннего давления и увеличении изгибающего момента до 700 кН·м не было выявлено заметного подрастания дефекта, что установлено по показаниям экстензометра, расположенного на наружной поверхности трубы в зоне расположения дефекта. Несущая способность трубы

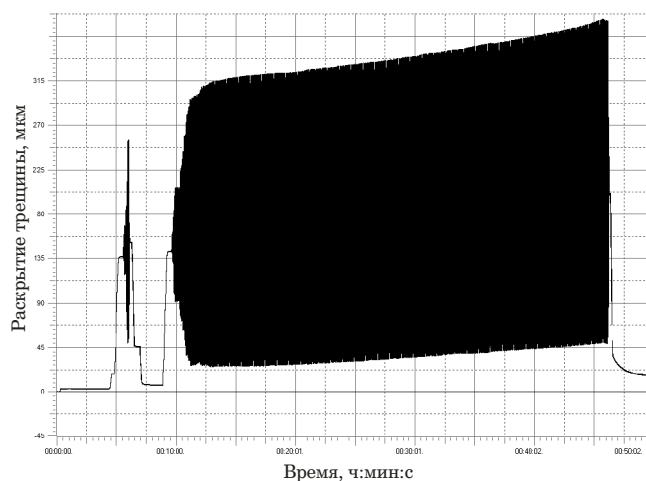


Рис. 13. Изменение раскрытия берегов дефекта в отводе при циклическом нагружении

Fig. 13. Change in the crack opening in the pipe elbow under cyclic loading

была потеряна после дальнейшего повышения изгибающего момента до 1250 кН·м и вязкого развития разрушения с образованием течи.

Во второй модели трубы с кольцевым дефектом длиной 450 мм заострение дефекта осуществлялось циклическим изгибающим моментом (при максимальном расчетном давлении), который варьировали от 140 до 285 кН·м с частотой 0,67 Гц. Количество циклов нагружения составило 1000. После этого максимальное значение момента было увеличено до 348 кН·м (что примерно соответствует режиму «нормальная эксплуатация» плюс «проектное землетрясение»), а минимальное уменьшено до 100 кН·м. После 830 циклов нагружения с таким размахом образовалась сквозная трещина со стабильной течью.

Анализ изломов моделей прямой трубы и отвода показал, что рост дефектов происходил преимущественно в направлении толщины стенки, что соответствует данным расчетов.

Выводы

1. Остаточные напряжения в монтажном сварном шве соединительного трубопровода Ду350 и криволинейном отводе из стали 08X18H10T, а также температурные напряжения

Таблица 2. Экспериментальные и расчетные значения раскрытия трещины в отводе

Table 2. Experimental and calculated values of the crack opening in the pipe branch (elbow)

Давление, МПа	Раскрытие трещины, мкм	
	Эксперимент	Расчет с учетом ОН
10	128	121
17,6	290	261

в перлитной трубе Ду850, обусловленные разницей коэффициентов температурного расширения основного металла и аустенитной наплавки, приводят к изменению раскрытия сквозных трещин, изменению формы канала истечения и объема течи. В случае коротких трещин и при относительно невысоких рабочих напряжениях берега трещин за счет действия остаточных напряжений могут смыкаться с внутренней стороны стенки трубы, приводя к уменьшению или прекращению течи. Эффект от действия остаточных напряжений на протяженные трещины и при достаточно высоких рабочих напряжениях обратный — изменение формы канала истечения (увеличения раскрытия берегов трещины на наружной поверхности трубы) приводит к уменьшению трения потока теплоносителя о берега трещины и, соответственно, к увеличению объема течи.

2. Применительно к режиму нормальной эксплуатации рассмотренного соединительного трубопровода при протяженности сквозных трещин, обеспечивающих величину течи, отвечающую условиям концепции ТПР, неучет влияния остаточных напряжений на раскрытие трещин идет в запас.

3. При проведении штатной термообработки перлитных труб Ду850 из стали 10ГН2МФА с аустенитной наплавкой остаточные напряжения снимаются не полностью. За счет этого снижается эффект от влияния разницы коэффициентов температурного расширения металла наплавки и основного металла трубы на раскрытие сквозных трещин.

4. Выполненные испытания внутренним давлением и изгибающим моментом натурных моделей соединительного трубопровода Ду350 (прямого участка со сварным швом и отвода с радиусом кривизны 1200 мм) из стали 08X18H10T показали, что глубокие докритические поверхностные трещины в сварном шве и отводе при циклическом нагружении расчетными нагрузками превращаются в локальные сквозные трещины с образованием течи и остаются стабильными при дальнейшем нагружении. Результаты испытаний согласуются с полученными расчетными оценками.

ЛИТЕРАТУРА

1. Гетман А. Ф. Концепция безопасности «Течь перед разрушением» для сосудов и трубопроводов давления АЭС. — М.: Энергоатомиздат, 1999. — 258 с.
2. Киселев В. А., Ривкин Е. Ю. Применение концепции течь перед разрушением при анализе безопасности АЭС / Атомная энергия. 1993. Т. 75(6). С. 426 – 430.

3. Махутов Н. А., Москвичев В. В., Морозов Е. М., Гольдштейн Р. В. Современные задачи механики разрушения и механики катастроф / Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2017. Т. 83. № 10. С. 41 – 54. DOI: 10.26896/1028-6861-2017-83-10-41-54
4. Лепихин А. М., Морозов Е. М., Махутов Н. А., Лещенко В. В. Возможности оценки вероятностей разрушения и допустимых размеров дефектов элементов конструкций по критериям механики разрушения / Заводская лаборатория. Диагностика материалов. 2022. Т. 88. № 3. С. 41 – 50. DOI: 10.26896/1028-6861-2022-88-3-41-50
5. Silva G. F., Andrade A. H., Monteiro W. A. Leak-before break methodology applied to different piping materials: performance evaluation / Frattura ed Integrita Strutturale. 2019. Vol. 50. P. 46 – 53. DOI: 10.3221/igf-esis.50.06
6. Yoo Y. S., Ando K. Plastic collapse and LBB behavior of statically indeterminate piping system subjected to a static load / Nucl. Eng. Design. 2001. Vol. 207. P. 341 – 350.
7. Brickstad B., Sattari I. Crack shape developments for LBB applications / Eng. Fract. Mech. 2000. Vol. 67(6). P. 625 – 646.
8. Sharples J., Clayton A. A leak-before-break assessment method for pressure vessels and some current unresolved issues / Int. J. Press. Vessels Piping. 1990. Vol. 43. P. 317 – 327.
9. Кузьмин Д. А. Исследование влияния наплавки из аустенитной стали на площадь раскрытия трещины в трубопроводе Ду850 из перлитной стали / Тяжелое машиностроение. 2016. № 5. С. 7 – 10.
10. Матвиенко Ю. Г., Кузьмин Д. А. Обобщенное уравнение раскрытия сквозной кольцевой трещины в толстостенном плакированном трубопроводе / Проблемы машиностроения и надежности машин. 2018. № 5. С. 41 – 48.
11. Казанцев А. Г., Петров О. М. Влияние остаточных напряжений после наплавки в трубопроводе Ду850 на раскрытие сквозной трещины / Тяжелое машиностроение. 2018. № 10. С. 2 – 6.
12. Takahashi Y. Evaluation of leak-before-break assessment methodology for pipes with a circumferential through-wall crack. Part III: estimation of crack opening area / Int. J. Press. Vessels Piping. 2002. Vol. 79. P. 525 – 536.
13. Terasaki T., Akiyama T., Ishimura T. New Method for Estimating Residual Stresses in Pipe Made by Surfacing Weld / ASME J. Eng. Ind. 1995. Vol. 117(3). P. 365 – 371.
14. Li L., Mengjia H., Zhipeng C., et al. Residual stresses after on-line surfacing welding repairs on the flange surface of a nuclear grade pipe end / J. Tsinghua Univ. (Sci. Technol.). 2020. Vol. 60(1). P. 89 – 94.
15. Киселев С. Н., Киселев А. С., Куркин А. С. и др. Современные аспекты компьютерного моделирования тепловых, деформационных процессов и структурообразования при сварке и сопутствующих технологиях / Сварочное производство, 1998. № 10. С. 16 – 24.
16. Гальперин А. И. Машины и оборудование для изготовления криволинейных участков трубопровода. — М.: Недра, 1983. — 203 с.

REFERENCES

1. Getman A. F. Safety concept “Leak before destruction” for vessels and pipelines of NPP pressure. — Moscow: Énergoatomizdat, 1999. — 258 p. [in Russian].
2. Kiselev V. A., Rivkin E. Yu. Application of the concept of leak before destruction in the analysis of NPP safety / Atom. Énerg. 1993. Vol. 75. N 6. P. 426 – 430 [in Russian].
3. Makhutov N. A., Moskvichev V. V., Morozov E. M., Gol'dshteyn R. V. Modern problems mechanics of destruction and mechanics of catastrophes / Zavod. Lab. Diagn. Mater. 2017. Vol. 83. N 10. P. 55 – 64 [in Russian]. DOI: 10.26896/1028-6861-2017-83-41-54
4. Lepikhin A. M., Morozov E. M., Makhutov N. A., Leshchenko V. V. Assessment of failure probabilities and the allowable size of defects in structural elements using the criteria

- of fracture mechanics / *Zavod. Lab. Diagn. Mater.* 2022. Vol. 88. N 3. P. 41 – 50 [in Russian].
DOI: 10.26896/1028-6861-2022-88-3-41-50
5. **Silva G. F., Andrade A. H., Monteiro W. A.** Leak-before break methodology applied to different piping materials: performance evaluation / *Frattura ed Integrita Strutturale*. 2019. Vol. 50. P. 46 – 53. DOI: 10.3221/igf-esis.50.06
 6. **Yoo Y. S., Ando K.** Plastic collapse and LBB behavior of statically indeterminate piping system subjected to a static load / *Nucl. Eng. Design*. 2001. Vol. 207. P. 341 – 350.
 7. **Brickstad B., Sattari I.** Crack shape developments for LBB applications / *Eng. Fract. Mech.* 2000. Vol. 67(6). P. 625 – 646.
 8. **Sharples J., Clayton A.** A leak-before-break assessment method for pressure vessels and some current unresolved issues / *Int. J. Press. Vessels Piping*. 1990. Vol. 43. P. 317 – 327.
 9. **Kuzmin D. A.** Investigation of the effect of austenitic steel surfacing on the crack opening area in the DN850 pearlite steel pipeline / *Tyazh. Mashinostr.* 2016. N 5. P. 7 – 10 [in Russian].
 10. **Matvienko Yu. G., Kuzmin D. A.** Generalized equation for opening a through annular crack in a thick-walled clad pipeline / *Probl. Mashinostr. Nadezhn. Mashin.* 2018. N 5. P. 41 – 48 [in Russian].
 11. **Kazantsev A. G., Petrov O. M.** The effect of residual stresses after surfacing in the Dn850 pipeline on the opening of a through crack / *Tyazh. Mashinostr.* 2018. N 10. P. 2 – 6 [in Russian].
 12. **Takahashi Y.** Evaluation of leak-before-break assessment methodology for pipes with a circumferential through-wall crack. Part III: estimation of crack opening area / *Int. J. Press. Vessels Piping*. 2002. Vol. 79. P. 525 – 536.
 13. **Terasaki T., Akiyama T., Ishimura T.** New Method for Estimating Residual Stresses in Pipe Made by Surfacing Weld / *ASME J. Eng. Ind.* 1995. Vol. 117(3). P. 365 – 371.
 14. **Li L., Mengjia H., Zhipeng C., et al.** Residual stresses after on-line surfacing welding repairs on the flange surface of a nuclear grade pipe end / *J. Tsinghua Univ. (Sci. Technol.)*. 2020. Vol. 60(1). P. 89 – 94.
 15. **Kiselev S. N., Kiselev A. S., Kurkin A. S., et al.** Modern aspects of computer modeling of thermal, deformation processes and structure formation in welding and related technologies / *Svar. Proizv.* 1998. N 10. P. 16 – 24 [in Russian].
 16. **Galperin A. I.** Machines and equipment for the manufacture of curved sections of the pipeline. — Moscow: Nedra, 1983. — 203 p. [in Russian].