



## ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ ТРУБОПРОВОДА ПЕРВОГО КОНТУРА РЕАКТОРА ВВР-М С ДЕФЕКТАМИ СВАРНЫХ СОЕДИНЕНИЙ

О.В. МАХНЕНКО, А.С. МИЛЕНИН, Г.Ю. САПРЫКИНА

ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины. 03680, Киев-150, ул. Боженко, 11. E-mail: office@paton.kiev.ua

Оценка несущей способности ответственных сварных трубопроводных элементов на основе результатов технической диагностики их состояния является важным этапом комплекса мероприятий по подтверждению их работоспособности и ресурса безопасной эксплуатации. В частности, в случае обнаружения различных дефектов несплошности материала необходимым является проведение расчетов на статическую прочность трубопровода и анализ соответствия его коэффициента прочности конструктивным требованиям. При подтверждении, что выявленная дефектность несущественно снижает несущую способность трубопровода, он может быть допущен в эксплуатацию при уточненных режимах силового и коррозионного воздействия. Предложено использовать критерии вязкого разрушения на основе многомерного конечно-элементного анализа развития упругопластических деформаций. Допустимость трещинообразных дефектов обосновывается критериями хрупковязкого разрушения. На примере алюминиевого трубопроводного элемента первого контура исследовательского реактора ВВР-М с обнаруженными множественными несплошностями сварного шва (газовыми порами, неметаллическими включениями) показаны порядок и основные принципы анализа несущей способности дефектного трубопровода. Общность предложенных методологических подходов позволяет использовать их при подтверждении работоспособности ответственных трубопроводов и сосудов давления из алюминиевых сплавов и высокопрочных сталей. Библиогр. 14, табл. 1, рис. 7.

*Ключевые слова:* алюминиевый трубопровод, допустимость дефектов, математическое моделирование, хрупковязкое разрушение, напряженно-деформированное состояние, численная оценка, несущая способность

При выполнении радиографического контроля сварных кольцевых соединений после монтажа трубопровода первого контура исследовательского реактора ВВР-М были выявлены несплошности металла в виде пор и включений оксидных пленок. Размеры отдельных несплошностей превышают допустимые пределы по действующим правилам и нормам [1]. В нормативных документах [1, 2] предусмотрены возможные отступления от требований. Эти отступления оформляются совместным решением проектной организации, предприятия-изготовителя и т. п. Затем они согласуются с головной материаловедческой организацией, заказчиком либо эксплуатирующей организацией.

С целью обоснования работоспособности без проведения ремонта прямолинейных участков трубопровода с обнаруженными в зоне сварных кольцевых соединений несплошностями было проведено расчетное исследование поведения указанных несплошностей при рабочем эксплуатационном давлении и при гидроиспытаниях.

**Расчетное определение напряженно-деформированного состояния в зоне сварных соединений.** Была проведена оценка номинальной толщины стенок линейной части трубопровода ( $D_a = 370$  мм,  $S = 10$  мм) из алюминиевого сплава АМгЗ при эксплуатации и при гидроиспытаниях в соответствии с нормативным документом [3].

Номинальная толщина стенок линейной части при эксплуатации ( $p \leq 0,15$  МПа,  $T = 55$  °С) составляет  $S_R = 0,60$  мм, а при гидроиспытаниях ( $p = 0,32$  МПа,  $T = 20$  °С) —  $S_R = 1,26$  мм.

Приняв во внимание то, что трубопровод предназначен для работы с дистиллированной водой при  $T = 55$  °С, а сплав АМгЗ — коррозионноустойчивый, можно принять  $c = 0,5$  мм ( $c$  — прибавка к толщине стенки, учитывающая ее утонение за счет коррозии за 50 лет эксплуатации).

Фактическая толщина стенок трубопровода более чем в 7 раз превышает номинальную толщину, удовлетворяющую условию статической прочности для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа).

Напряженно-деформированное состояние в зоне сварного стыкового соединения трубопровода определяется с учетом следующих основных составляющих:

- а) рабочие напряжения от эксплуатационного или испытательного внутреннего давления;
- б) остаточные напряжения, связанные с технологией изготовления или последующего ремонта (многопроходная сварка, возможная локальная термообработка по режиму высокого отпуска).

Расчет напряжений в стенках линейной части трубопровода от рабочего давления на стационарном температурном режиме при нормальных условиях эксплуатации и от давления при гидро-

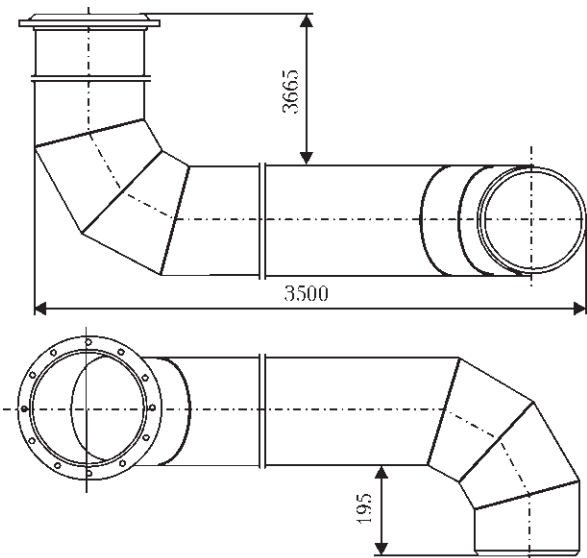


Рис. 1. Схема трубопровода из алюминиевого сплава АМг3 первого контура исследовательского реактора ВВР-М

испытаниях проводился с учетом допущения геометрической и структурной однородности трубопровода [3]:  $\sigma_{\beta\beta} = (pD_a)/2S$  — окружные и  $\sigma_{zz} = (pD_a)/4S$  — осевые напряжения. Окружная и осевая компоненты напряжений от рабочего давления равномерно распределены по толщине стенки трубопровода в линейной части. При рабочем давлении  $p = 0,15$  МПа напряжения в стенке составляют:  $\sigma_{\beta\beta} = 2,8$  МПа и  $\sigma_{zz} = 1,4$  МПа, а при испытательном давлении  $p = 0,32$  МПа напряжения в стенке составляют  $\sigma_{\beta\beta} = 5,9$  МПа и  $\sigma_{zz} = 3,0$  МПа.

Каждое из двух колен трубопровода (рис. 1) выполнено сваркой и состоит из двух секторов, соединенных между собой и линейными частями трубопровода тремя кольцевыми сварными соединениями. Для того чтобы определить особенности распределения напряжений в зоне сварных соединений были выполнены расчеты с помощью конечно-элементной модели колена в случае приложения внутреннего давления. Результаты расчета распределения окружной и осевой компонент напряжений в зоне колена трубопровода от внутреннего давления показали, что при рабочем давлении  $p = 0,15$  МПа максимальные растягивающие окружные и осевые напряжения в стенке определены на наружной поверхности внутренней части (радиусе) колена и их величина достигает 4,5 МПа.

На внутренней поверхности максимальные растягивающие окружные напряжения  $\sigma_{\beta\beta}$  ниже, до 3,0 МПа, а осевые напряжения  $\sigma_{zz}$  — до 2,1 МПа. При испытательном давлении  $p = 0,32$  МПа максимальные растягивающие окружные и осевые напряжения в стенке на наружной поверхности внутренней части (радиусе) колена достигают 9,6 МПа. На внутренней поверхности максимальные растягивающие окружные напряжения  $\sigma_{\beta\beta}$  достигают до 6,4 МПа и осевые напряжения

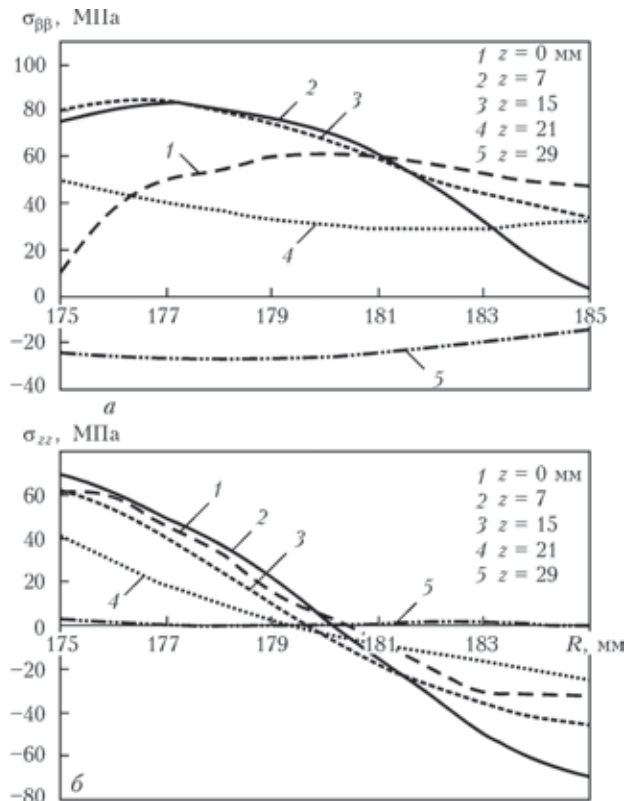


Рис. 2. Распределение остаточных напряжений по толщине стенки в зоне сварного стыкового соединения трубопровода (диаметр  $D_a = 370$  мм; толщина стенки  $S = 10$  мм;  $R$  — радиус трубы) из алюминиевого сплава АМг3 на разном расстоянии в осевом направлении  $z$  от центра сварного соединения: а — окружная компонента  $\sigma_{\beta\beta}$ ; б — осевая компонента  $\sigma_{zz}$

$\sigma_{zz}$  — до 4,5 МПа. Таким образом, увеличение напряжений (максимум на 60 %) в стенке колена трубопровода от внутреннего давления имеет локальный характер. При этом на внутренней поверхности колена максимальные напряжения превышают напряжения в линейной части трубопровода на 10 %.

Для расчета распределения остаточных сварочных напряжений использовалась численная методика МКЭ и компьютерная программа, входящая в систему «Weldpredictions», разработанная в ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины [4, 5] и апробированная при выполнении различных исследований [6]. Расчет показал, что при используемой технологии многопроходной сварки стыковых соединений трубопровода остаточное напряженное состояние характеризуется достаточно высокими (на уровне предела текучести материала АМг3) окружными  $\sigma_{\beta\beta}$  и осевыми  $\sigma_{zz}$  напряжениями на внутренней поверхности стенки (рис. 2).

В дальнейших расчетах распределение остаточных напряжений и напряжений от внутреннего давления для кольцевых сварных соединений в коленной части трубопровода было принято таким как для сварных соединений в линейной части, поскольку сварка выполнялась по той же технологии, а угол  $30^\circ$  сектора (изгиба в зоне



сварного соединения) относительно невелик, и локальное увеличение напряжений от внутреннего давления в коленной части на 1,7...3,7 МПа (на внутренней поверхности на 0,3...0,5 МПа) по сравнению с остаточными напряжениями (до 80 МПа) можно не учитывать.

**Численная оценка несущей способности сварного алюминиевого трубопровода под внутренним давлением с учетом известной степени поврежденности сварного шва (поры, образовавшиеся при сварке).** Предельное состояние конструкции при статическом нагружении внутренним давлением описывалось предельным гидростатическим давлением вплоть до начала и развития процессов вязкого разрушения в области геометрических и физических концентраторов. Считалось, что состояние конструкции недопустимо (достигнуто предельное давление) в случае появления микропор вязкого разрушения, обусловленных пластическим течением металла.

В данной работе анализ напряженно-деформированного состояния сварной конструкции с позиций вязкого разрушения проводился на основе численного решения задачи нестационарной термопластичности путем прослеживания упругопластических деформаций с момента начала многопроходной сварки вплоть до полного остывания конструкции и при последующем нагружении до предельного состояния в рамках конечно-элементной модели. Связь напряжений и деформаций определялась законом Гука и ассоциированным законом пластического течения с учетом положений полной модели Гурсона–Твергаарда–Нидлмана, исходя из следующих соотношений [7]:

$$\begin{aligned} \Delta \epsilon_{ij} = & \Psi \left( \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \right) + \\ & + \delta_{ij} \left( K \sigma_m + \Delta \epsilon_m + \Delta f / 3 \right) - \\ & - \frac{1}{2G} \left( \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_m \right)^* + \left( K \sigma_m \right)^*, \end{aligned} \quad (1)$$

где  $f$  — объемная концентрация микропор вязкого разрушения;  $K = (1 - 2\nu)/E$ ;  $G = E/(2(1 + \nu))$ ;  $E$  — модуль Юнга;  $\nu$  — коэффициент Пуассона;  $\Psi$  — функция состояния материала, определяемая условием пластического течения согласно критерию Мизеса с дополнительным учетом уменьшения несущего нетто-сечения конечного элемента в результате формирования несплошности в рамках модели Гурсона–Твергаарда:

$$\begin{aligned} \Psi = & \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i < \sigma_s = \sigma_T \times \\ & \times \sqrt{1 + (q_3 f^*)^2 - 2q_1 f^* \cosh \left( q_2 \frac{3\sigma_m}{2\sigma_T} \right)}; \\ \Psi > & \frac{1}{2G}, \text{ если } \sigma_i = \sigma_s, \end{aligned} \quad (2)$$

где  $q_1 = 1,5$ ;  $q_2 = 1$ ;  $q_3 = 1,5$  — константы;  $\sigma_m$  — мембранные напряжения;  $f^*$  — эквивалентная объемная концентрация пор, учитывающая их взаимодействие в конечном элементе.

Величина эквивалентной концентрации пор определяется из следующего соотношения [8]:

$$f^* = \begin{cases} f, & \text{если } f \leq f_c, \\ f_c + \frac{f_u^* - f_c}{f_F - f_c} (f - f_c), & \text{если } f > f_c, \end{cases} \quad (3)$$

где  $f_c$  — критическое значение концентрации несплошностей, до которой отдельные поры не взаимодействуют, его принято считать равным 0,15;  $f_F$  — концентрация пор, при которой происходит разрушение конечного элемента;  $f_u^* = 1/q_1$ .

Принято считать, что зарождение пор в области структурных дефектов и неоднородностей (так называемые первичные поры), связано с существенным развитием пластических деформаций и может быть описано с помощью параметра Одкависта [8]:

$$\kappa = \int d\epsilon_i^p, \quad (4)$$

где  $d\epsilon_i^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \sqrt{d\epsilon_{ij}^p d\epsilon_{ij}^p}$ ;  $d\epsilon_{ij}^p$  — компоненты тензора приращений пластических деформаций.

Соответственно, условием зарождения пор в изотермическом случае является превышение текущего значения параметра Одкависта критической величины  $\kappa_c$ .

Рост зародившихся пор зависит от жесткости напряженного состояния и интенсивности пластического деформирования металла и описывается законом Райса–Трейси, а именно [8]:

$$dR = R_0 K_1 \exp \left( K_2 \frac{\sigma_m}{\sigma_i} \right) d\epsilon_i^p, \quad (5)$$

где  $R, R_0$  — текущий и начальный радиус пор;  $\sigma_m = (\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz})/3$  — мембранное напряжение;  $\sigma_i = \sqrt{(\sigma_{ij} \sigma_{ij})}/2$  — интенсивность напряжений;  $\sigma_m/\sigma_i$  — параметр жесткости напряженного состояния;  $K_1 = 0,28, K_2 = 1,5$  — константы.

На рис. 3 показаны результаты технической диагностики (рентгенокопии) сварных швов и наиболее опасные скопления дефектов типа газовых пор, влияние которых на несущую способность трубопровода исследовалось в рамках изложенной выше методики. Согласно результатам расчетов, приведены данные по предельному давлению для бездефектного трубопровода и трубопроводов с дефектами (таблица). Предельное давление в этом случае не учитывает систему коэффициентов запаса, предприсанную для данной конструкции, а является характеристикой предельного состояния конструкции в случае статического силового

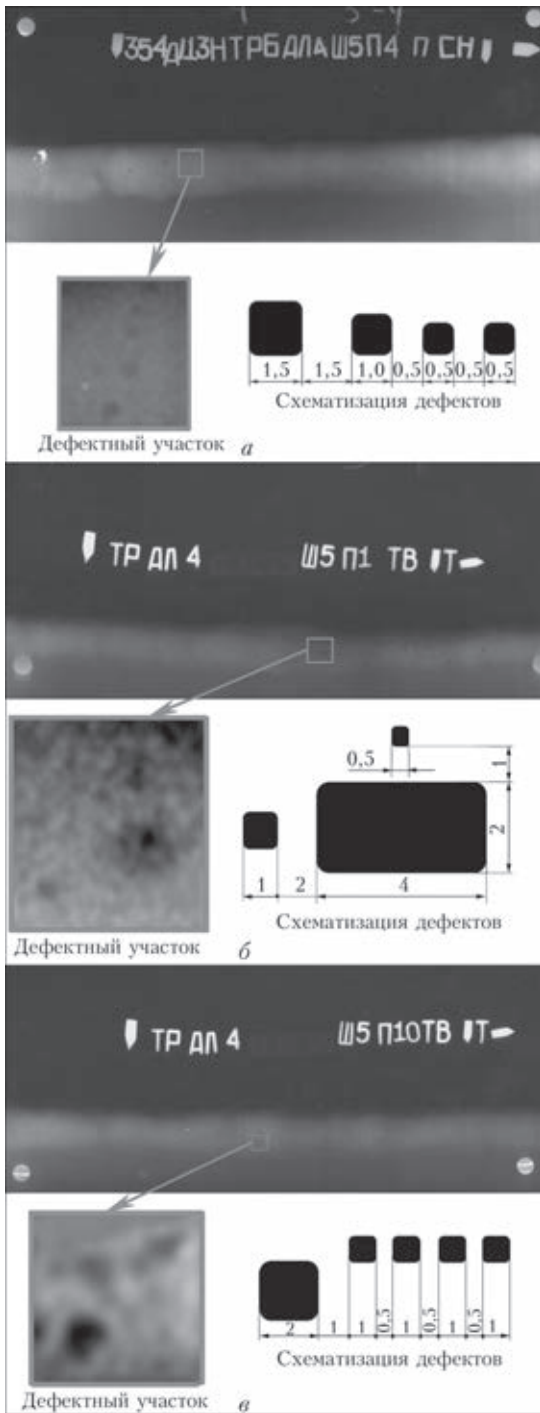


Рис. 3. Примеры обнаруженных дефектов и их схематизация: *a* — пленка 354Al13NTRBAL4Ш5П4ПСН; *б* — пленка ТРАЛ-4Ш5П1ТВТ; *в* — пленка ТРАЛ4Ш5П10ТВ (см. таблицу)

воздействия от внутреннего давления. Указанные газовые поры в сварном шве снижают предельное давление в трубопроводе на 15...23 % и допустимы для статических условий трубопровода лишь в случае соответствующего избыточного коэффициента запаса прочности конструкции, заложенного при проектировании, а также гарантированном отсутствии сквозных групп пор (течей, микротечей).

**Определение допустимости несплошностей в виде крупных включений в зоне кольцевого сварного соединения.** Несплошности в виде

Результаты расчетов предельного давления

№ образца	Состояние металла шва	Предельное давление, МПа
1	Бездефектный металл	4,9
2	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, <i>a</i> )	4,2
3	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, <i>б</i> )	3,9
4	Металл шва с группой дефектов (рис. 3, <i>в</i> )	3,8

крупных включений, обнаруженные в зоне кольцевого сварного соединения данного трубопровода, при расчетной оценке их допустимости во время эксплуатации и при гидроиспытаниях, с консервативных позиций можно классифицировать как трещинообразные дефекты. Так как включения могут иметь различное расположение относительно внешней или внутренней поверхности трубы, для консервативной оценки их допустимости необходимо рассматривать наиболее опасный случай такого дефекта — полуэллиптическую трещину, выходящую на внутреннюю поверхность, где в результате сварки образуются самые высокие остаточные растягивающие напряжения. Для полуэллиптической трещины, имитирующей рассматриваемую несплошность, характерными являются *a* (глубина) и *2c* (длина вдоль поверхности) (рис. 4). Коэффициенты интенсивности напряжений  $K_I$  в точках *D* и *G* рассматриваемой полуэллиптической трещины могут быть рассчитаны в соответствии с рекомендациями [9–12] и с учетом информации о распределении напряжений по толщине сварного стыкового соединения трубопровода.

Условие спонтанного роста (нарушение равновесия) такой трещины можно определить на основе широко используемого в атомной энергетике подхода R6 [13, 14]. Согласно этому подходу равновесие трещины не нарушается, если соблюдается условие (рис. 5):

$$K_r \leq f_1(L_r), \tag{6}$$

где  $K_r = K_I/K_{IC}$  — отношение интенсивности напряжений  $K_I$  в вершине трещины к критическому значению этой величины  $K_{IC}$ ;  $L_r = \sigma_{ref}/\sigma_T$  — отношение критического значения напряжения  $\sigma_{ref}$  соответствующего наступлению пластической неустойчивости для рассматриваемого дефекта, к пределу текучести материала  $\sigma_T$ . Вид функции  $f_1(L_r)$  определяется экспериментально.

Критерий спонтанного хрупковязкого разрушения принимаем по [13, 14] в виде:

$$K_r n = \left[ 1 - 0,14(L_r n)^2 \right] \left[ 0,3 + 0,7 \exp(-0,65L_r^6 n^6) \right]$$

$$\text{при } L_r \leq L_r^{\max} = \frac{\sigma_T + \sigma_B}{2\sigma_T}; \tag{7}$$

$$K_r = 0 \text{ при } L_r > L_r^{\max},$$



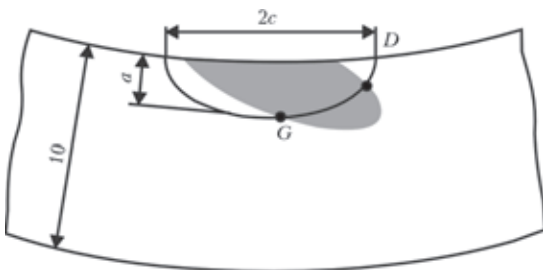


Рис. 4. Схематизация несплошности (крупного включения) на внутренней поверхности сварного стыкового соединения трубопровода окружной полуэллиптической трещиной

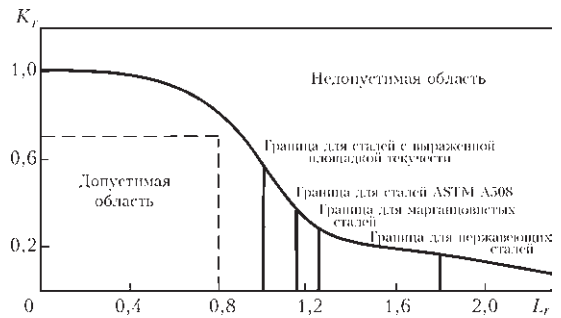


Рис. 5. Диаграммы предельного состояния  $K_r \leq f_1(L_r)$  для конструкционных сталей разного типа [13]

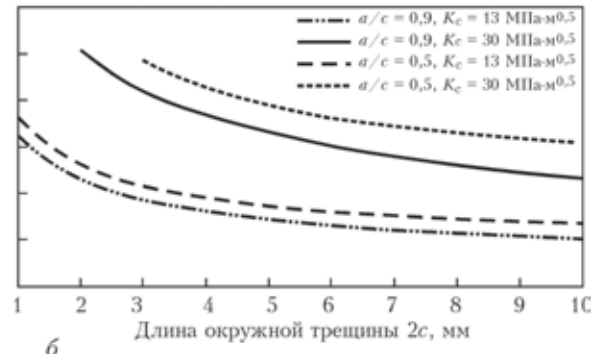
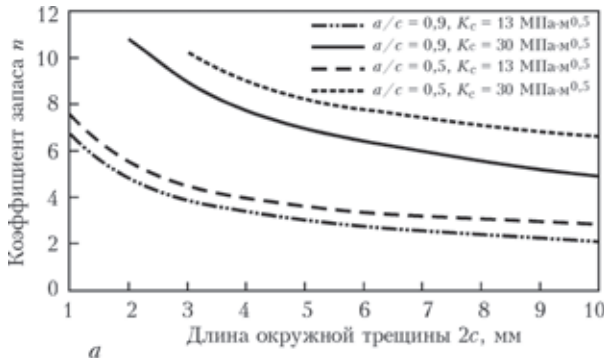


Рис. 6. Зависимость значения коэффициента безопасности  $n$  против спонтанного роста окружной трещины от ее размеров  $2c$ ,  $a/c$  и критического значения  $K_{IC}$  металла сварного шва: а — рабочее давление 0,15 МПа; б — испытательное давление 0,32 МПа

где  $n$  — искомое значение коэффициента безопасности, определяющего отношение предельных нагрузок к действующим для указанного разрушения;  $\sigma_T$  — временное сопротивление материала.

По критерию спонтанного хрупковязкого разрушения (7) были проведены расчеты для трубопровода с дефектами трещинообразной формы, расположенными на внутренней поверхности стыкового сварного соединения (в зоне максимальных растягивающих напряжений). Размеры дефекта (глубину  $a$  и длину  $2c$  полуэллиптической трещины) варьировали в пределах 10 мм. Так как точных значений механических свойств металла сварного шва алюминиевого трубопровода нет, критическое значение коэффициента интенсивно-

сти напряжений  $K_{IC}$  варьировали в пределах от 13 до 30 МПа·м<sup>0,5</sup>.

На рис. 6 и 7 показаны результаты расчета значений коэффициента безопасности  $n$  против спонтанного роста окружной и осевой трещины, которая находится на внутренней поверхности сварного стыкового соединения трубопровода, в зависимости от ее размеров  $2c$ ,  $a/c = 0,9$ ,  $a/c = 0,5$  и критического значения  $K_{IC} = 13$  и 30 МПа·м<sup>0,5</sup> металла сварного шва при рабочем 0,15 и испытательном 0,32 МПа давлениях. Видно, что для всех вариантов трещин с размерами до 7,7×3,5 мм ( $a/c = 0,9$ ), 8×2 мм ( $a/c = 0,5$ ) и при допущении достаточно консервативного значения вязкости разрушения  $K_{IC} = 13$  МПа·м<sup>0,5</sup>, значения коэффи-

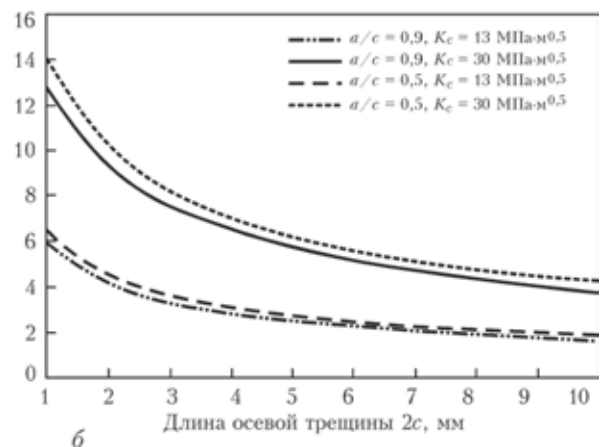
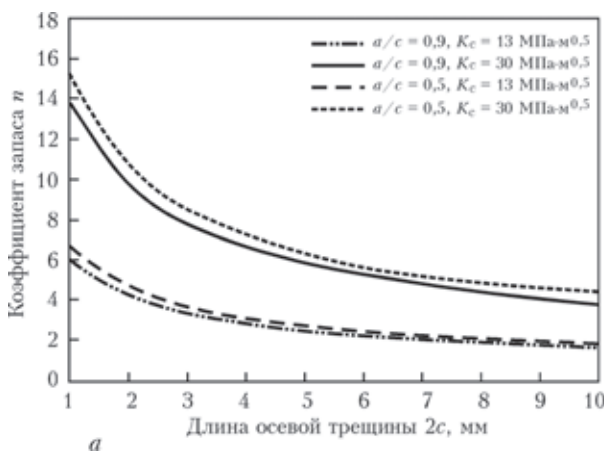


Рис. 7. Зависимость значения коэффициента безопасности  $n$  против спонтанного роста осевой трещины от ее размеров  $2c$ ,  $a/c$  и критического значения  $K_{IC}$  металла сварного шва: а — рабочее давление 0,15 Па; б — испытательное давление 0,32 МПа

циента безопасности превышают или на уровне  $n \geq 2,0$ . Влияние величины рабочего и испытательного давления на распространение трещины незначительно, поскольку на внутренней поверхности сварного соединения преобладают остаточные растягивающие напряжения.

Таким образом, при отсутствии коррозионного и усталостного механизмов разрушения во время эксплуатации рассмотренного трубопровода нет условий для спонтанного роста трещинообразных дефектов, соответствующих крупным включениям с размерами до  $6,5 \times 1,5$  и  $5,5 \times 3,5$  мм, обнаруженным в зоне кольцевых сварных соединений.

### Выводы

1. Проведено расчетное исследование поведения несплошностей в виде пор и крупных включений, обнаруженных в зоне сварных кольцевых соединений, для обоснования работоспособности трубопровода первого контура исследовательского реактора ВВР-М (диаметр  $D_a = 370$  мм, толщина стенки  $S = 10$  мм) из алюминиевого сплава АМгЗ. Расчет трубопровода на статическую прочность показал, что фактическая толщина стенок трубопровода более чем в 7 раз превышает номинальную толщину, удовлетворяющую условию статической прочности для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа).

2. Как показал расчет предельное состояние для рассмотренных несплошностей достигается при внутреннем давлении 3,8...4,2 МПа, а на бездефектном участке при 4,9 МПа, т.е. снижение предельной несущей способности сварного трубопровода составляет приблизительно 15...23 %. Для диапазона рабочего и испытательного давлений (0,15...0,32 МПа) обнаруженные несплошности в виде газовых пор в металле сварных швов не снижают несущей способности рассмотренного трубопровода.

3. Расчет на основе применения критерия спонтанного хрупковязкого разрушения трубопровода с трещиной (двухпараметрический критерий) показал, что для включений (шлаковых, вольфрамовых или оксидных пленок) с размерами до  $7,7 \times 3,5$  мм ( $a/c = 0,9$ ),  $8 \times 2$  мм ( $a/c = 0,5$ ) даже при допущении для металла сварного соединения достаточно консервативной величины вязкости разрушения  $K_{IC} = 13$  МПа·м<sup>0,5</sup> расчетные значения коэффициента безопасности против спонтанного разрушения превышают  $n > 2,0$  как при рабочем

давлении 0,15 МПа, так и при испытательном давлении 0,32 МПа. Таким образом, при отсутствии коррозионного и усталостного механизмов разрушения при эксплуатации рассмотренного трубопровода нет условий для спонтанного роста в зоне кольцевых сварных соединений трещинообразных дефектов (обнаруженных крупных включений) с размерами до  $6,5 \times 1,5$  и  $5,5 \times 3,5$  мм.

1. ПНАЭ Г-7-023-90. Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения алюминиевых сплавов. Правила контроля. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 30 с.
2. ПНАЭ Г-7-010-89. Оборудование и трубопроводы атомных энергетических установок. Сварные соединения и наплавки. Правила контроля. – М.: Энергоатомиздат, 1991. – 129 с.
3. ПНАЭ Г-7-002-86. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок. – М.: Энергоатомиздат, 1987. – 118 с.
4. Махненко В.И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – Киев: Наук. думка, 1976. – 320 с.
5. Numerical methods for the prediction of welding stresses and distortions / V.I. Makhnenko, E.A. Velikoivanenko, V.E. Pochinok et al., 1999. – Vol. 13. – 148 p. – (Welding and Surfacing Reviews).
6. Расчетно-экспериментальное исследование сварочных напряжений в зоне кольцевых стыков трубопроводов ДУ-300 КМПЦ ЧАЭС-3 / В.И. Махненко, О.Г. Касаткин, Е.А. Великоиваненко, В.М. Шефера // Проблемы материаловедения при проектировании, изготовлении и эксплуатации оборудования АЭС : Сб. тр. V Междунар. конф., г. Пушкин, Россия, 1998. – СПб: ФГУП ЦНИИ КМ «Прометей», 1998. – Т.2. – С. 53–66.
7. Махненко В.И. Проблемы экспертизы современных сварных конструкций ответственного назначения // Автомат. сварка. – 2013. – № 5. – С. 22–29.
8. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-механическое моделирование процессов разрушения. – СПб.: Политехника, 1993. – 391 с.
9. Методические рекомендации МР-125-01-90. Расчет коэффициентов интенсивности напряжений и коэффициентов ослабления сечений для дефектов в сварных соединениях. – Киев, 1990. – 55 с.
10. Использование данных неразрушающего контроля в расчетах на прочность / Ю.И. Звездин, Е.Ю. Ривкин, Г.С. Васильченко, А.А. Овчинников // Тяжелое машиностроение. – 1990. – № 3. – С. 12–14.
11. Методические рекомендации МР-125-02-95. Правила составления расчетных схем и определения параметров нагруженности элементов конструкций с выявленными дефектами. – М.: НПО ЦНИИТМАШ, 1995. – 52 с.
12. Овчинников А.В., Зубченко А.С. Интерполяционные формулы расчета коэффициентов интенсивности напряжений для сосудов давления и трубопроводов // Вопр. атомной науки и техники. Сер.: Обеспечение безопасности АЭС. Вып. 27: Реакторные установки с ВВЭР. Вопросы прочности. – 2010. – С. 58–70.
13. Assessment of the integrity of structure containing defects / L. Milne, R.A. Ainsworth, A.R. Dowling, A.T. Stewart // International Journal of Pressure Vessels and Piping. – 1988. – 32, № 1–4. – P. 3–104.
14. Махненко В.И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – Киев: Наук. думка, 2006. – 618 с.

Поступила в редакцию 20.10.2014