

Анализ изменения формы усталостной поверхностной трещины в трубопроводе

В. Н. Шлянников, Д. А. Чадаев

Казанский энергетический институт, Казань, Россия

Разработана модель развития несквозных поверхностных дефектов в трубопроводе, нагруженном переменным внутренним давлением. Составной частью модели является предложенная схема учета изменения локальных разрушающих напряжений вдоль криволинейного фронта трещины. Обоснование теоретической модели рассматривается в сравнении с экспериментальными данными, приведенными в литературных источниках. Проведено комплексное параметрическое исследование влияния на развитие поверхностных трещин геометрических параметров начального дефекта, размеров трубопровода, а также изменения свойств сталей, обусловленных видом термообработки и температурой испытаний.

Ключевые слова: трубопровод, несквозной поверхностный дефект, локальное разрушающее напряжение, вид термообработки, температура испытаний.

В течение всего периода эксплуатации в сосудах давления и трубопроводах присутствуют трещиноподобные дефекты. Поэтому технологии оценки характеристик трещиностойкости элементов, подверженных давлению, имеют приложения в таких отраслях промышленности, как энергетика, нефтехимия, транспорт. В большинстве известных случаев эксплуатационных повреждений трубопроводов, нагруженных переменным внутренним давлением, дефекты представляли собой несквозные поверхностные трещины с криволинейным фронтом. Подобные дефекты инициировались на внутренней поверхности трубопровода и распространялись по толщине стенки трубы в плоскости, нормальной к направлению наибольшей компоненты двухосных номинальных напряжений от действия внутреннего давления (рис. 1). Оценка изменения формы и размеров несквозной трещины в процессе ее роста является одним из существенных моментов при прогнозировании несущей способности трубопровода в случае наличия исходных или накопленных эксплуатационных повреждений. Подобная задача уже обсуждалась в отечественной и зарубежной литературе, некоторые результаты содержатся в работах авторов [1–3]. Однако они не систематизированы и не обобщены с целью определения влияния геометрических параметров трубопровода, свойств материала, изменения локальных характеристик разрушения вдоль криволинейного фронта трещины на развитие поверхностных трещин.

Цель настоящей работы – исследование закономерностей изменения формы поверхностной трещины в трубопроводах при циклическом нагружении внутренним давлением. На основе анализа формы фронта развивающихся при циклическом нагружении реальных поверхностных дефектов в [4–7] доказана допустимость их аппроксимации трещинами полуэллиптического типа (рис. 1). На рис. 1 представлена расчетная схема трубопровода

с поверхностной полуэллиптической трещиной, где a и b – размеры полуосей эллипса (полуось b направлена по толщине стенки трубопровода t); R и R_0 – внутренний и наружный радиусы трубопровода; ϕ_e – параметрический угол эллипса; A и B – точки, соответствующие вершинам полуосей a и b . Введем в рассмотрение безразмерные величины, определяющие положение фронта полуэллиптической трещины, $\varepsilon = b/a$ (параметр формы) и $\beta = b/t$ (параметр относительной глубины). Несущественное отклонение экспериментально наблюдаемых форм фронта поверхностных трещин от канонических полуэллиптических позволяет использовать известные численные решения для коэффициентов интенсивности напряжений для трубопровода, нагруженного внутренним давлением [8]. Следуя основным законам механики разрушения, можно предположить, что положение фронта трещины в процессе ее развития будет находиться в соотношении с величиной коэффициента интенсивности напряжений (КИН) в каждой точке криволинейного контура трещины. Следовательно, положение фронта трещины будет описываться бесконечным числом степеней свободы. Численные эксперименты [6] показали, что уменьшение степеней свободы с 21 до 2 не приводит к существенному снижению точности прогнозирования роста трещины полуэллиптической формы. Поэтому закономерности роста поверхностных трещин при циклическом нагружении могут быть адекватно описаны моделью с двумя степенями свободы, каждая из которых определяет положение вершин соответствующих полуосей a и b эллипса в произвольный момент времени.

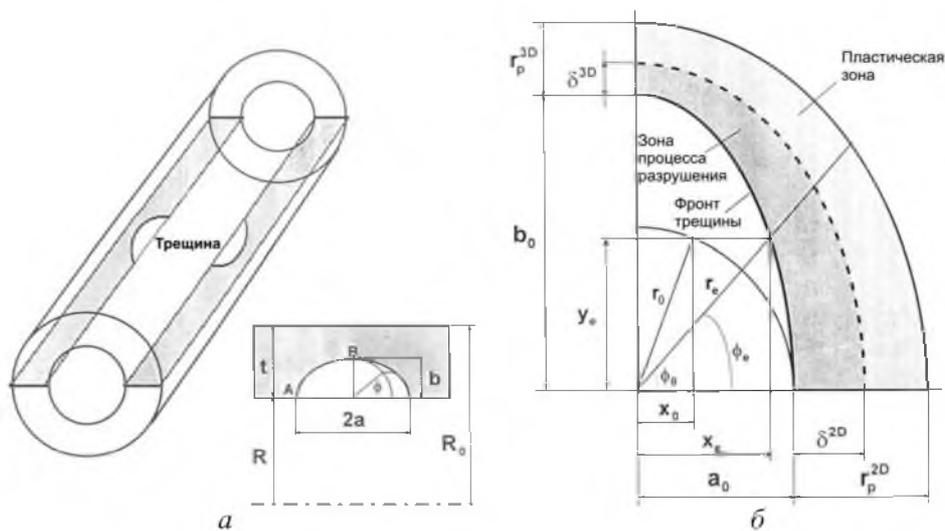


Рис. 1. Расположение дефекта в трубопроводе (а) и схема контура несквозной трещины (б).

Особенность развития поверхностных дефектов состоит в том, что фронт трещины в вершине малой полуоси, как правило, находится в условиях, близких к плоской деформации (ПД), а прилегающий к свободной поверхности (внутренней поверхности трубопровода) – в условиях плоского напряженного состояния (ПНС). Очевидно, что при этом возникает необхо-

димось учета изменения вдоль контура (фронта) развивающегося несквозного дефекта таких факторов, как асимптотика напряжений, степень стесненности деформаций, локальные разрушающие напряжения, физико-механические свойства материала, а также перераспределение напряжений вследствие пластических деформаций. С этой целью авторы работы [7] ввели эмпирический экспериментальный коэффициент, определяемый из условия совпадения диаграмм усталостного разрушения для стандартного образца с прямолинейной сквозной трещиной и образца с несквозным поверхностным дефектом. В [4, 5] отмечается значимость различий в условиях плоской деформации и плоского напряженного состояния для несквозных дефектов, но в расчетных моделях данное обстоятельство не учитывается.

Модель роста несквозной трещины в трубопроводе под действием внутреннего давления основывается на следующих предположениях:

контур трещины аппроксимируется уравнением полуэллипса;

развитие трещины определяется распределением упругопластических коэффициентов интенсивности напряжений вдоль фронта трещины, т.е. имеют место условия маломасштабной текучести;

изменение локальных разрушающих напряжений вдоль фронта несквозной трещины пропорционально распределению местных пластических деформаций вблизи криволинейного контура трещины.

Для описания распределения упругих КИН в трубопроводе, находящемся под действием внутреннего давления и ослабленном полуэллиптической трещиной (рис. 1), использовалось численное решение [8]:

$$K = \frac{PR}{t} \left(\frac{\pi b}{Q} \right)^{1/2} F_e \left(\frac{b}{a}, \frac{b}{t}, \frac{t}{R}, \phi \right) = \sigma_n \sqrt{\pi b} Y(Q^{-1/2}, F_e), \quad (1)$$

$$Q = \sqrt{1 + 1,464(b/a)^{1,65}},$$

где P – внутреннее давление; PR/t – среднее окружное напряжение. Развернутое выражение для функционала F_e приведено в [8].

Положение точек фронта полуэллиптической трещины предлагается задавать двумя координатами: радиусом r_e и параметрическим углом ϕ_e (рис. 1):

$$\phi_e = \arctg \left(\frac{b}{a} \operatorname{tg} \phi \right) \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \text{при } \varepsilon_0 \leq 1, \quad r_0 = b_0, \quad y_0 = r_0 \sin \phi, \quad x_e = y_0 / \operatorname{tg} \phi_e, \quad r_e = \sqrt{x_e^2 + y_0^2}; \\ \text{при } \varepsilon_0 > 1, \quad r_0 = a_0, \quad x_0 = r_0 \cos \phi, \quad y_e = x_0 / \operatorname{tg} \phi_e, \quad r_e = \sqrt{x_0^2 + y_e^2}. \end{aligned} \quad (3)$$

Модель роста трещины. При циклическом нагружении во фронте трещины имеют место взаимосвязанные процессы накопления и развития повреждений. Результатом этих процессов является новое положение трещины или приращение ее длины. Величина приращения определяется реализацией ведущего микромеханизма роста трещины в элементарном акте

разрушения, зависящего от напряженно-деформированного состояния во фронте трещины и упругопластических свойств материала. Ранее [9–11] для условий статического и циклического нагружения предложена концепция зоны процесса разрушения, согласно которой реализация ведущего микро-механизма разрушения – эстафетного (хрупкого) или встречного (вязкого) зависит от соотношения размеров зоны процесса разрушения и пластической области фронта трещины. Размер зоны процесса разрушения или приращение длины трещины предложено [9–11] рассчитывать по уравнению

$$\bar{\delta}_c = \left\{ \frac{\bar{S}_2 \pm [\bar{S}_2^2 - 4(\bar{W}_c^* - \bar{S}_3)(\bar{S}_1 + \bar{S}_p)]}{2(\bar{W}_c^* - \bar{S}_3)} \right\}^2, \quad (4)$$

где

$$\bar{W}_c^* = \left(\frac{\sigma_0}{\sigma_{yn}} \right)^2 \left[\frac{1}{2} \bar{\sigma}_f^2 + \frac{\alpha n}{n+1} \bar{\sigma}_f^{n+1} \right];$$

σ_n – номинальное напряжение; σ_0 – предел текучести материала; σ_f – локальное разрушающее напряжение; α и n – константы кривой упруго-пластического деформирования; \bar{S}_i ($i=1, 2, 3$) и \bar{S}_p – упругие и пластический коэффициенты, вид которых будет приведен ниже.

Уравнение (4), построенное на основных постулатах теории маломасштабной текучести, имеет свои особенности приложения к несквозным дефектам. Для координат точек, которые совпадают с вершинами полуосей эллипса a и b , находящихся в идеализированных условиях плоского напряженного состояния (2D) и плоской деформации (3D) соответственно, принято, что доминирующая сингулярность, управляющая поведением материала в области вершины трещины при маломасштабной текучести, выражается через J -интеграл Черепанова–Райса. Применение J -интеграла к упруго-пластическому напряженно-деформированному состоянию приводит к следующим асимптотическим полям напряжений [12–14]:

$$\begin{aligned} \bar{\sigma}_{ij} &= \frac{\sigma_{ij}}{\sigma_0} = \bar{K}_p r^{-1/(n+1)} \tilde{\sigma}_{ij}(\theta, n); \\ \bar{\sigma}_e &= \frac{\sigma_e}{\sigma_0} = \bar{K}_p r^{1/(n+1)} \tilde{\sigma}_e(\theta, n), \end{aligned} \quad (5)$$

где $\bar{K}_p = (\bar{J}/\alpha I_n)^{1/(n+1)}$ – упругопластический КИН; σ_{ij} – тензор напряжений; σ_e – эквивалентное (интенсивность) напряжение; I_n – численный параметр полей Хатчинсона–Райса–Розенгрена; r и θ – полярные координаты с центром в вершине трещины.

Для условий маломасштабной текучести справедливо соотношение между упругим K_1 и пластическим \bar{K}_p КИН, выраженное через J -интеграл [12]:

$$J = \frac{K_1^2}{E'} = \frac{\alpha\sigma_0^2}{E'} I_n (K_M^P)^{n+1}, \quad (6)$$

где $E' = \frac{E}{1-\nu^2}$;

для плоской деформации:

$$\bar{K}_p^{3D} = \left(\frac{\bar{J}}{\alpha I_n^{3D}} \right)^{1/(n+1)} = \left[\frac{(1-\nu^2)}{\alpha I_n^{3D}} \left(\frac{K_1}{\sigma_0} \right)^2 \right]^{1/(n+1)}, \quad E' = \frac{E}{1-\nu^2}; \quad (7)$$

для плоского напряженного состояния:

$$\bar{K}_p^{2D} = \left(\frac{\bar{J}}{\alpha I_n^{2D}} \right)^{1/(n+1)} = \left[\frac{1}{\alpha I_n^{2D}} \left(\frac{K_1}{\sigma_0} \right)^2 \right]^{1/(n+1)}, \quad E' = E. \quad (8)$$

Для входящих в формулы (7), (8) упругих КИН K_1 принято, что их распределение вдоль фронта полуэллиптической трещины описывается уравнением (1). Поэтому можно привести следующие развернутые выражения для коэффициентов \bar{S}_i ($i=1, 2, 3$) и \bar{S}_p (4):

$$\begin{aligned} \bar{S}_1 &= 0,25(1+\nu)(\kappa+1)[Y(Q, F_e)]^2; & \bar{S}_3 &= 0,125(1+\nu)(\kappa+1)[Y(Q, F_e)]^2; \\ \bar{S}_2 &= 0,5(1+\nu)(1-\kappa)[Y(Q, F_e)]^2/\sqrt{2}; & \bar{S}_p &= \frac{n\lambda}{n+1} \frac{\pi}{I_n} \tilde{\sigma}_e^{n+1} [Y(Q, F_e)]^2, \end{aligned} \quad (9)$$

где для соответствующих двух точек контура трещины B и A соответственно имеем

$$\begin{aligned} \phi_e &= \frac{\pi}{2} - \lambda = \lambda^{3D} = (1-\nu^2), \quad \kappa = \kappa^{3D} = (3-4\nu), \quad I_n = I_n^{3D}, \quad \tilde{\sigma}_e = \tilde{\sigma}_e^{3D} \quad (\text{ПД}); \\ \phi_e &= 0 - \lambda = \lambda^{2D} = 1, \quad \kappa = \kappa^{2D} = (3-\nu)/(1+\nu), \quad I_n = I_n^{2D}, \quad \tilde{\sigma}_e = \tilde{\sigma}_e^{2D} \quad (\text{ПНС}). \end{aligned}$$

Предположим, что все характеристики свойств материала, напряженно-деформированного состояния и разрушения непрерывно изменяются вдоль контура полуэллиптической трещины от условий плоской деформации (ПД) в стенке трубопровода до плоского напряженного состояния (ПНС) на его внутренней поверхности. Тогда локальное разрушающее напряжение σ_f , от которого зависит размер зоны процесса разрушения δ (4), будет изменяться соответствующим образом от σ_f^{3D} до σ_f^{2D} . Для случая ПД можно приближенно принять, что $\sigma_f^{3D} \approx S_k$ (S_k – истинное сопротивление отрыву), или

$$\sigma_f^{3D} \approx S_k = \frac{\sigma_b}{\sigma_0} (1 - \psi), \quad (10)$$

где σ_b – предел прочности; ψ – относительное сужение.

Поскольку вторая степень свободы для распределения $\sigma_f(\phi_e)$ при $\sigma_f(\phi_e = 0) = \sigma_f^{2D}$ не определена, используем гипотезу авторов [15], согласно которой распределение локальных разрушающих напряжений во фронте полуэллиптической трещины пропорционально распределению местных упругопластических деформаций r_p :

$$\frac{\sigma_f^{2D}}{\sigma_f^{3D}} = \frac{r_p^{2D}}{r_p^{3D}}. \quad (11)$$

Размеры зон пластичности в направлении роста трещины можно определить как расстояние от вершины трещины до границы раздела между упругой и пластической областями исходя из условия, что на этой границе согласно второму уравнению (5) $\bar{\sigma}_e = 1$ или

$$\bar{r}_p^{3D} = [\bar{K}_p^{3D} \bar{\sigma}_e^{3D}]^{1/(n+1)}, \quad \bar{r}_p^{2D} = [\bar{K}_p^{2D} \bar{\sigma}_e^{2D}]^{1/(n+1)}. \quad (12)$$

Тогда с учетом (1), (7) и (8) для условий маломасштабной текучести получим

$$\frac{\bar{r}_p^{3D}}{\bar{r}_p^{2D}} = (1 - \nu^2) \frac{I_n^{2D}}{I_n^{3D}} \left(\frac{\bar{\sigma}_e^{3D}}{\bar{\sigma}_e^{2D}} \right)^{1/(n+1)} \left[\frac{Y(\phi_e = \pi/2)}{Y(\phi_e = 0)} \right]^2. \quad (13)$$

Для несквозного поверхностного дефекта полуэллиптической формы в плане уравнение (11) можно преобразовать следующим образом:

$$\bar{\sigma}_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_0} = \frac{\bar{\sigma}_f^{3D}}{\sqrt{\left(\frac{\bar{r}_p^{3D}}{\bar{r}_p^{2D}} \cos \phi_e \right)^2 + \sin^2 \phi_e}}, \quad (14)$$

где $\bar{\sigma}_f^{3D} = \sigma_f^{3D} / \sigma_0$ и $\bar{r}_p^{3D} / \bar{r}_p^{2D}$ определяются по формулам (10) и (13) соответственно.

Таким образом, найдена функция, определяющая распределение размеров зоны процесса разрушения δ или приращения длины трещины вдоль ее криволинейного фронта. Строго говоря, использование формулы (14) в составе уравнения (4) позволяет рассчитывать приращение длины трещины не только для двух степеней свободы (двух крайних точек фронта a и b), но и для бесконечного числа степеней свободы, задаваемых значением параметрического угла ϕ_e .

Для прогнозирования скорости роста усталостной трещины воспользуемся предложенным ранее [10] выражением, модифицировав его для условий развития несквозного дефекта:

$$\frac{dl}{dN} = 2\bar{\delta}l \left(\frac{\sigma_n^2 \bar{K}_f^2 - \sigma_{th}^2 \Delta \bar{K}_{th}^2}{4\sigma_f^* \varepsilon_f^* E \bar{\delta}} \right)^{\frac{1}{m}}, \quad (15)$$

где $l = r_e(\phi_e)$; $\bar{\delta} = \delta/l$; $\bar{K}_f = \bar{S}_1 + \bar{S}_p + \bar{S}_2 \sqrt{\bar{\delta}} + \bar{S}_3 \bar{\delta}$; $\Delta \bar{K}_{th}$, σ_f^* , ε_f^* , m – константы кривых циклического деформирования и разрушения.

Шаговая процедура расчетов состояла в определении размера зоны процесса разрушения (приращения длины трещины) вдоль фронта трещины в 90 точках по формуле (4), вычислении скорости ее роста по формуле (15), интегрировании последней и определении долговечности ΔN , соответствующей данному приращению длины, с последующим увеличением размера трещины на величину ее приращения и повторением всего цикла до момента разрушения трубопровода. Таким условием разрушения принято нарушение сплошности трубопровода или достижение длиной трещины b толщины стенки трубопровода t , т.е. $b = t$.

Результаты и их обсуждение. Объектом исследований служил трубопровод, ослабленный поверхностной несквозной трещиной и нагруженный переменным внутренним давлением. Геометрия трубы варьировалась от тонкостенной ($t/R = 0,1$) до толстостенной ($t/R = 1,0$), форма начального дефекта – от удлиненной полуэллиптической трещины ($\varepsilon_0 = 1,0$) до правильной полукруговой ($\varepsilon_0 = 0,1$), глубина исходной трещины – от мелкой поверхностной ($b_0/t = 0,01$) до глубокой несквозной ($b_0/t = 0,3$). Для каждого варианта геометрии ($t/R = 0,1; 0,25; 0,5; 0,75; 1,0$) трубопровода рассчитывали 12 сочетаний исходных размеров и формы поверхностной полуэллиптической трещины (табл. 1). Общее число вариантов расчета для каждого материала составляло 60.

Расчеты проводились для трубопроводов из сталей 15Х2МФА и 15Х2НМФА, химический состав которых приведен в табл. 2. С целью получения обобщенных закономерностей роста трещин в трубопроводах из материалов, имеющих различные свойства, путем анализа известных данных [16, 17] были найдены основные механические характеристики стали 15Х2МФА, подвергнутой разным видам термообработки с последующим проведением испытаний при низких и умеренно повышенных (до возникновения условий ползучести) температурах.

Из представленных в табл. 3 данных видно, что таким образом было достигнуто состояние стали 15Х2МФА от хрупкого до пластичного при неизменном химическом составе. По сути, каждую строку таблицы можно рассматривать как отдельный материал со своими свойствами. Кроме того, такой подбор данных позволяет оценить влияние температуры испытаний на закономерности роста трещин в трубопроводе.

Т а б л и ц а 1

Исследованные комбинации геометрических параметров трубопровода и трещины

R_0 , мм	R , мм	t , мм	t/R	$\bar{\sigma} = \frac{\sigma_{II}}{\sigma_0}$	ε_0	a_0 , мм	b_0 , мм	b_0/t
165	150	15	0,1	0,2	0,1	1,5	0,15	0,01
						15,0	1,50	0,10
						45,0	4,50	0,30
				0,4	0,25	0,60	0,15	0,01
						6,00	1,50	0,10
						18,00	4,50	0,30
				0,5	0,50	0,30	0,15	0,01
						3,00	1,50	0,10
						9,00	4,50	0,30
				0,7	1,00	0,15	0,15	0,01
						1,50	1,50	0,10
						4,50	4,50	0,30
75	60	15	0,25	Все вышеуказанные сочетания a_0 , b_0 и ε_0				
45	30	15	0,50					
35	20	15	0,75					
30	15	15	1,00					

Т а б л и ц а 2

Химический состав сталей 15X2МФА [17] и 15X2НМФА [2]

Сталь	Химсостав, %									
	C	Si	Mn	S	P	Cr	Ni	Mo	V	Cu
15X2МФА	0,13	0,20	0,37	0,012	0,008	2,38	0,19	0,62	0,26	0,10
	0,18	0,22	0,46		0,011	2,63	0,27		0,28	0,14
15X2НМФА	0,17	0,28	0,42	0,004	–	2,40	1,02	0,50	0,15	–

Обоснование предложенной численной модели развития сквозных дефектов в трубопроводе (уравнения (4)–(15)) дано в сравнении с экспериментальными результатами для цилиндрического сосуда из стали 15X2НМФА, нагруженного внутренним давлением [2]. Рис. 2 иллюстрирует сравнение экспериментальных и расчетных данных для различных значений коэффициента формы полуэллиптической трещины в момент разрушения. Наблюдается хорошее их взаимное соответствие.

На рис. 3 показаны численные результаты, описывающие общие закономерности изменения формы полуэллиптической трещины в процессе ее роста по толщине стенки трубопровода из стали 15X2МФА (I). Следует отметить, что исходные мелкие поверхностные трещины ($b_0/t = 0,01$) приобретают в процессе роста общую, не зависящую от начального коэффициента ε_0 , устойчивую форму. Последовательное увеличение начальной глубины ($b_0/t = 0,01; 0,1; 0,3$) приводит к тому, что полуэллиптические трещины развиваются по самостоятельным траекториям для каждого начального значения коэффициента формы ε_0 .

Т а б л и ц а 3

Механические свойства сталей 15X2МФА и 15X2НМФА

Материал	$T, ^\circ\text{C}$	$\sigma_{0,2},$ МПа	$\sigma_{в},$ МПа	$\sigma_f,$ МПа	$\Delta K_{th},$ МПа $\sqrt{\text{м}}$	$\delta_s, \%$	$\psi, \%$	ε_f	n
15X2МФА (I) ^① [16]	20	623	726	1620	5,79	–	68,6	1,158	5,690
15X2МФА (III) ^② [17]	20	1100	1157	2246	9,23	16,6	67,2	1,115	7,034
	–196	1440	1590	1655	12,68	3,1	2,9	0,029	8,511
15X2МФА (IV) ^③ [17]	300	653	694	1044	5,53	11,7	36,0	0,446	9,449
	240	704	765	1044	6,10	14,3	26,0	0,302	10,190
	180	750	826	1092	6,59	8,5	23,0	0,261	10,200
	120	770	842	1189	6,72	8,0	29,4	0,348	9,450
	55	882	934	1405	7,45	10,7	36,0	0,446	9,153
	20	897	1000	1549	7,98	15,8	39,2	0,498	7,798
15X2НМФА ^④ [2]	20	606	698	1377	5,57	18,5	69,5	1,187	6,674

Примечания: ^① Закалка с 1000°C, 10 ч, масло, отпуск при 600°C, 4 ч, воздух. ^② Закалка с 1000°C, 4 ч, масло, отпуск при 620°C, 4 ч, воздух. ^③ Закалка с 1000°C, 5 ч, вода, отпуск при 600°C, 4 ч, воздух. ^④ Закалка с 920°C, 15 ч, вода, отпуск при 600°C, 20 ч, дополнительный отпуск при 650°C, 9 ч, воздух.

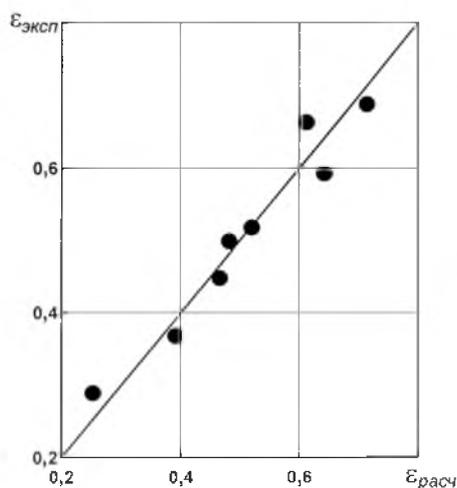


Рис. 2

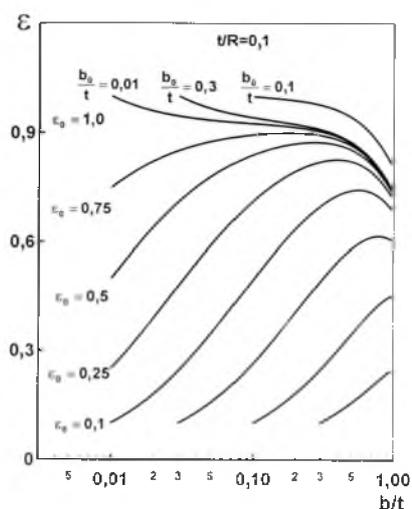


Рис. 3

Рис. 2. Сравнение расчетных (кривая) и экспериментальных (точки) данных по параметру формы трещины в момент разрушения для цилиндрического сосуда давления из стали 15X2НМФА.

Рис. 3. Кинетика формы трещины в тонкостенном трубопроводе из стали 15X2МФА (I).

В работах [5–7] отмечается, что характер изменения формы полуэллиптической трещины в процессе ее роста по толщине образца не зависит от уровня приложенных номинальных напряжений. Наши расчеты показывают (рис. 4), что подобные утверждения справедливы для ограниченного диапазона форм и начальных размеров поверхностных дефектов. Так, для исходных дефектов глубиной более 10% толщины стенки действительно

влияние $\bar{\sigma}_n = \sigma_n / \sigma_0$ невелико. В остальных случаях влияние от уровня номинальных напряжений является весьма значительным и в большей степени заметно в толстостенном трубопроводе (рис. 4,б).

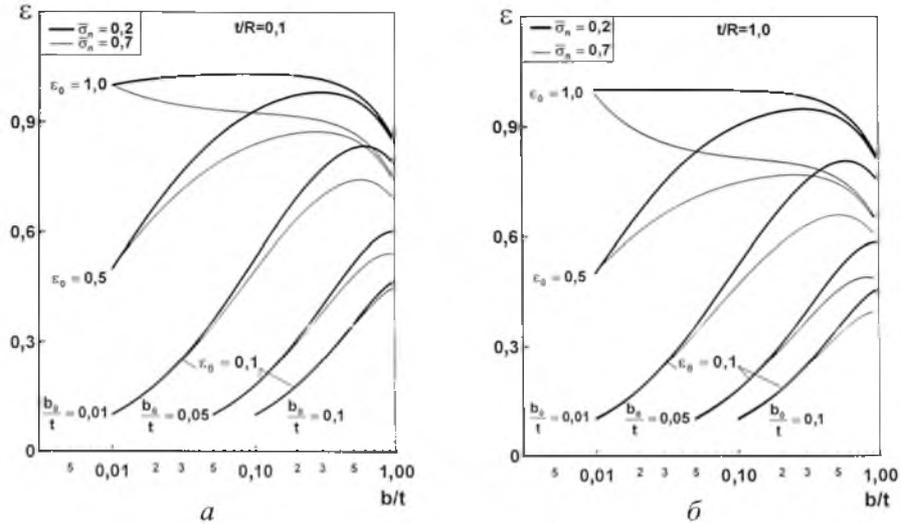


Рис. 4. Изменение формы фронта трещины в процессе ее роста в тонкостенном (а) и толстостенном (б) трубопроводе из стали 15Х2МФА (I) при различных уровнях номинальных напряжений.

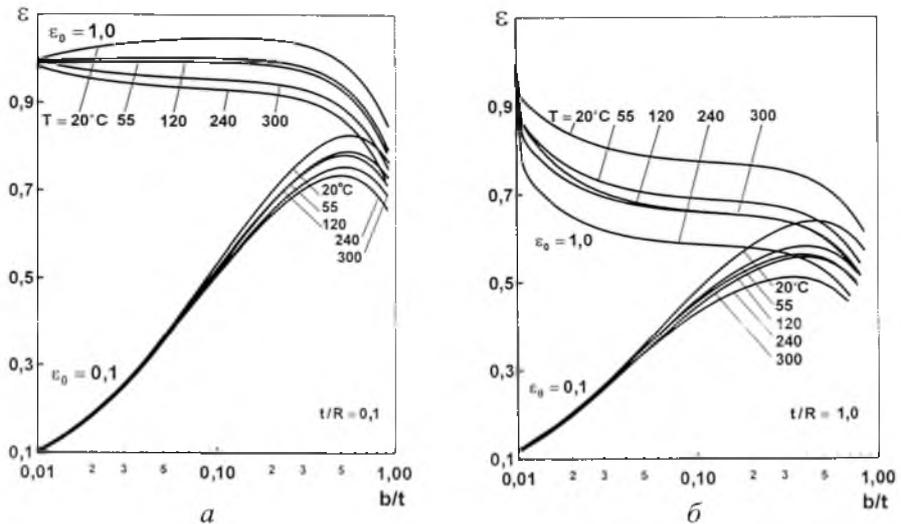


Рис. 5. Влияние повышенных температур на развитие исходных полукруговых и полуэллиптических трещин в тонкостенном (а) и толстостенном (б) трубопроводе из стали 15Х2МФА (IV) при $b_0/t = 0,01$, $\bar{\sigma}_n = 0,7$.

Предложенная модель роста поверхностных трещин – достаточно гибкая в отношении учета влияния свойств материала и геометрии (размеров) трубопровода. Напомним, что в основные уравнения входят упругие константы, статический или циклический показатель деформационного упрочнения, константы кривых циклического деформирования и разрушения. Из рис. 5 видно, что степень влияния комплекса механических свойств, обуслов-

ленного температурой испытаний, зависит от начальной формы и глубины поверхностного дефекта. Следует отметить немонотонный характер влияния температуры на кинетику формы несквозного дефекта. Поведение полуэллиптических трещин в тонкостенном и толстостенном трубопроводе является различным. Более заметные изменения формы развивающейся трещины относятся к начальным полукруговым ($\varepsilon_0 = 1,0$) поверхностным дефектам.

Поведение материала, имеющего один и тот же химический состав, может существенно различаться при разных температурах испытания. Особенно сильное влияние на характер развития полуэллиптической трещины оказывают низкие температуры (рис. 6). Понижение температуры до -196°C приводит почти к полному исчезновению пластичности стали 15Х2МФА (III). В этом охрупченном состоянии сталь теряет чувствительность к изменению размеров t/R трубопровода. Вместе с тем при температуре 20°C (рис. 7) имеет место проявление масштабного эффекта для трубопроводов из этого материала. Более подробно влияние масштабного эффекта на кинетику формы поверхностного дефекта при нормальной и умеренно повышенной температуре проиллюстрировано на рис. 8 для стали 15Х2МФА (IV). При переходе от геометрии тонкостенного трубопровода к толстостенному характер влияния относительного размера t/R монотонный, при повышенной температуре это влияние усиливается (рис. 8,а). Увеличение размеров трубопровода способствует повышению чувствительности к влиянию различных факторов на процесс изменения формы несквозной полуэллиптической трещины. В следующем сообщении будут представлены результаты, относящиеся к кинетике формы и размеров несквозного дефекта в зависимости от накопленного числа циклов нагружения.

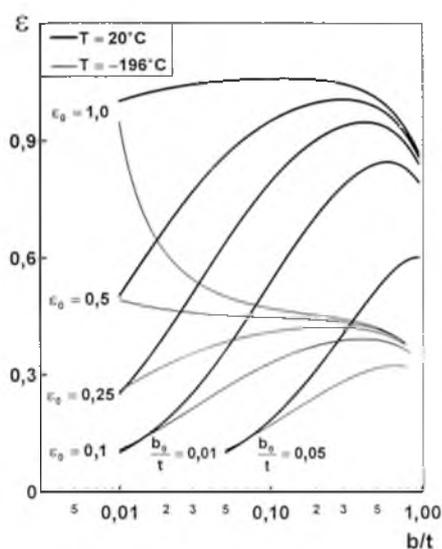


Рис. 6

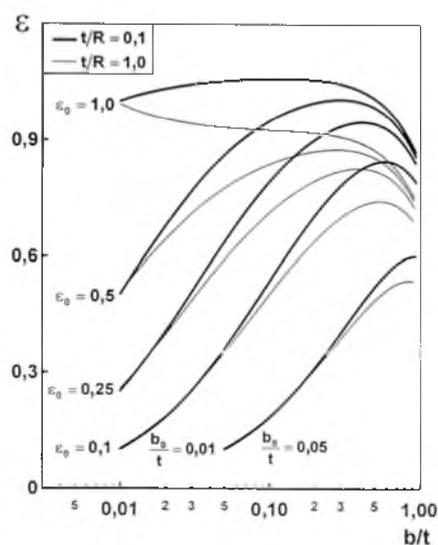


Рис. 7

Рис. 6. Влияние низкой температуры на кинетику фронта трещины в толстостенном трубопроводе из стали 15Х2МФА (III) при $t/R = 0,1$.

Рис. 7. Кинетика формы трещины в трубопроводах различных размеров из стали 15Х2МФА (III) при температуре 20°C .

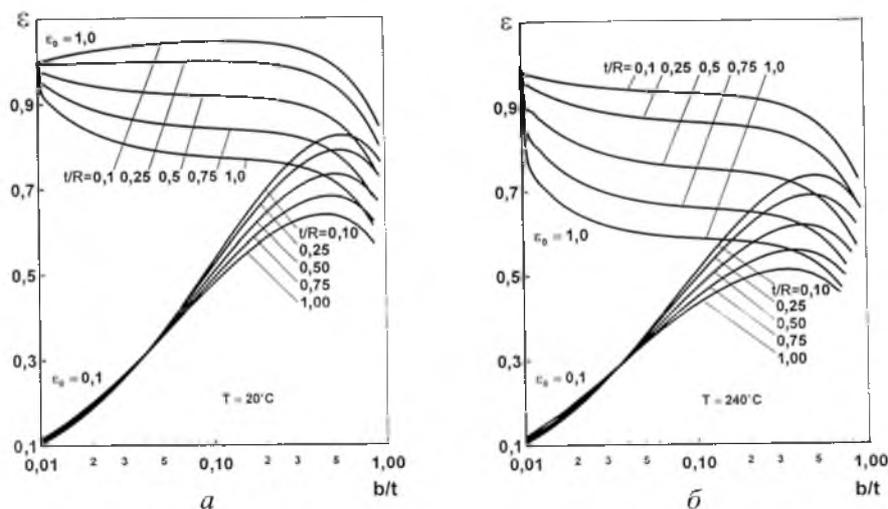


Рис. 8. Влияние относительных размеров трубопровода на развитие несквозных трещин при нормальной (а) и повышенной (б̄) температуре при $b_0/t = 0,01$, $\bar{\sigma}_n = 0,7$.

Выводы

1. Приведены численные результаты моделирования изменения формы несквозного дефекта в трубопроводе под действием внутреннего циклического давления. Получены общие закономерности роста трещин при варьировании геометрии трубопровода от тонкостенного до толстостенного, формы начальной трещины – от удлиненной полуэллиптической до правильной полукруговой, глубины исходной трещины – от мелкой поверхностной до глубокой несквозной.

2. Дана оценка влияния на процесс изменения формы трещины уровня номинальных напряжений, вызванных внутренним давлением в трубопроводе, а также свойств стали 15Х2МФА, обусловленных видом термообработки и температурой испытаний.

Резюме

Розроблено модель розвитку поверхневих дефектів, що не є наскрізними, у трубопроводі, навантаженому змінним внутрішнім тиском. Складовою частиною моделі є запропонована схема урахування зміни локальних руйнівних напружень вздовж криволінійного фронту тріщини. Обґрунтування теоретичної моделі розглядається в порівнянні з експериментальними даними, наведеними в літературних джерелах. Проведено комплексне параметричне дослідження щодо впливу на розвиток поверхневих тріщин геометричних параметрів початкового дефекту, розмірів трубопроводу, а також зміни властивостей сталей, зумовлених типом термообробки і температурою випробувань.

1. Нэйр П. К. Модель роста усталостных трещин применительно к несквозным дефектам в пластинах и трубах // Теорет. основы инж. расчетов. – 1979. – **101**, № 1. – С. 54 – 60.

2. Бурак М. И., Кайдалов В. Б., Пичков С. Н. и др. Экспериментальное исследование циклической трещиностойкости сосудов давления в опытах на крупномасштабных моделях // Прикладные проблемы прочности и пластичности. Методы решения. – 1988. – С. 115 – 122.
3. Carpinteri A. and Brighenti. Circumferential surface flaws in pipes under cyclic axial loading // Eng. Fract. Mech. – 1998. – **60**, No. 4. – P. 383 – 396.
4. Летунов В. И., Шульгинов Б. С., Плундрова И. и др. Закономерности развития поверхностных трещин в низколегированной стали при асимметричном циклическом изгибе. Сообщ. 1 // Пробл. прочности. – 1985. – № 11. – С. 41 – 46.
5. Лукьянов В. Ф., Напрасников В. В., Коробцов А. С. Кинетика изменения фронта поверхностной трещины при осесимметричном изгибе // Там же. – 1986. – № 7. – С. 8 – 13.
6. Варфоломеев И. В., Вайниток В. А., Красовский А. Я. Критерии и устойчивые формы роста несквозных трещин при циклическом нагружении. Сообщ. 1 // Там же. – 1990. – № 8. – С. 3 – 10.
7. Варфоломеев И. В., Вайниток В. А., Красовский А. Я. Критерии и устойчивые формы роста несквозных трещин при циклическом нагружении. Сообщ. 2 // Там же. – № 9. – С. 11 – 16.
8. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – Т. 1, 2.
9. Шлянников В. Н. Плотность энергии деформации и зона процесса разрушения. Сообщ. 1. Теоретические предпосылки // Пробл. прочности. – 1995. – № 10. – С. 3 – 17.
10. Шлянников В. Н. Плотность энергии деформации и зона процесса разрушения. Сообщ. 2. Экспериментальное обоснование // Там же. – № 11-12. – С. 3 – 21.
11. Shlyannikov V. N. Modeling of crack growth by fracture damage zone // Theor. Appl. Fract. Mech. – 1996. – **25**. – P. 187 – 201.
12. Hutchinson J. W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material // J. Mech. Phys. Solids. – 1968. – **16**. – P. 13 – 31.
13. Hutchinson J. W. Plastic stress and strain fields at a crack tip // Ibid. – P. 337 – 347.
14. Rice J. R. and Rosengren G. F. Plane strain deformation near a crack tip in a power-law hardening material // Ibid. – P. 1 – 12.
15. Shlyannikov V. N., Tchadaev A. V., and Kalatchev V. A. Fatigue fracture of power engineering structures // Fracture From Defects. – Proc. 12th Biennial Conf. (Sept. 14 – 18). – 1998. – **1**. – P. 375 – 380.
16. Махутов Н. А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
17. Троценко В. Т., Покровский В. В., Каплуненко В. Г. Прогнозирование трещиностойкости теплоустойчивых сталей с учетом влияния размеров образцов. Сообщ. 1. Результаты экспериментальных исследований // Пробл. прочности. – 1997. – № 1. – С. 5 – 25.

Поступила 19. 07. 1999