



## ХАРАКТЕРИСТИКИ СОПРОТИВЛЕНИЯ РАЗРУШЕНИЮ МАТЕРИАЛА ТРУБОПРОВОДА В ЗОНЕ ДЕФЕКТОВ, РИСК ОТКАЗА

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **Е. А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО**, канд. физ.-мат. наук, **О. И. ОЛЕЙНИК**, инж. (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Рассмотрены характеристики трубопроводных сталей и их сварных соединений, определяющие сопротивление разрушению в зоне обнаруженных дефектов. Акцентируется внимание на коррозионных дефектах утонения, а также развитии коррозионных трещин. На основе анализа литературных источников и исследований авторов даются рекомендации относительно количественных значений указанных характеристик при статической нагрузке магистрального трубопровода.

*Ключевые слова:* скорость почвенной коррозии, «равномерная» поверхностная коррозия, питтинги, канавочные дефекты, коррозионные трещины, вероятностные описания, риск отказа

Подход к оценке риска отказа с учетом обнаруженных дефектов в линейной части магистральных трубопроводов при статическом нагружении, изложенный в работах [1, 2], требует оперативного знания соответствующих характеристик материала, определяющих его сопротивление: развития коррозионных процессов, обуславливающих подрастание различных дефектов утонения; роста коррозионных трещин под напряжением; спонтанного распространения трещинообразных дефектов.

Указанные механизмы являются наиболее характерными для возникновения отказа в линейной части современных магистральных трубопроводов как при наличии дефектов, так и при оценке соответствующих ремонтных конструкций, связанных с устранением дефектов [3].

Из практики известно, что коррозионное воздействие, несмотря на серьезные меры по коррозионной защите в современных магистральных трубопроводах [4], является одним из наиболее распространенных механизмов возникновения дефектов и соответствующих отказов. Показателем коррозионной потери металла с поверхностей труб при нарушении антикоррозионной защиты является скорость поверхностной коррозии ( $\text{г}/(\text{дм}^2\cdot\text{год})$  или  $\text{мм}/\text{год}$ ). В работе [5] приведены экспериментальные результаты относительно почвенной коррозии трубопроводной стали в естественных условиях, полученные на полевых станциях в различных районах бывшего СССР (табл. 1) и дополненные лабораторными исследованиями. Последние показали, что в процессах почвенной коррозии трубопроводной стали боль-

шое влияние на скорость коррозии как при равномерном, так и неравномерном разрушении (т. е. с образованием коррозионных каверн-питтингов), оказывают температурные условия. Лабораторные исследования, выполненные в работе [5], показывают (рис. 1, табл. 2), что в температурном интервале  $20 < T \leq 60^\circ\text{C}$  скорость равномерной коррозии возрастает пропорционально температуре, достигая для стали 17Г1С при  $T \approx 40^\circ\text{C}$   $25...50 \text{ г}/(\text{дм}^2\cdot\text{год})$  ( $0,32...0,64 \text{ мм}/\text{год}$  по толщине стенки трубы). Однако при температурах выше  $80^\circ\text{C}$  скорость резко снижается, что связано с высыханием почвенной среды.

При неравномерной коррозии, связанной с образованием макрокоррозионных пар, скорость коррозии может заметно возрастать с образованием каверн глубиной до  $2,5 \text{ мм}/\text{год}$ . Поэтому через  $5...6$  лет трубопровод может прокорродировать на глубину  $10...12 \text{ мм}$  по толщине стенки

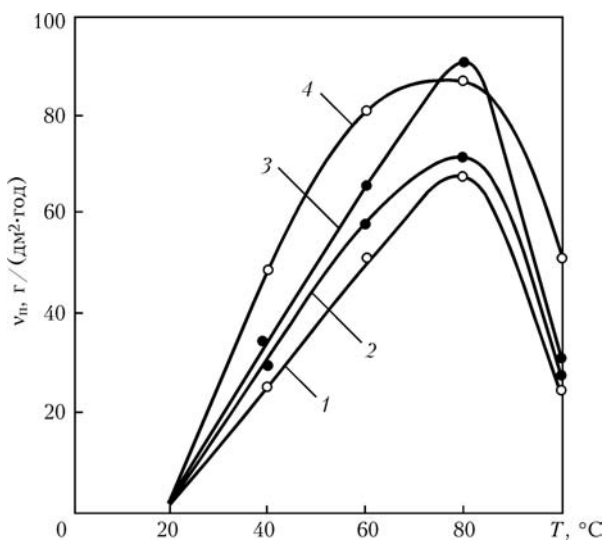


Рис. 1. Зависимость скорости коррозии стали 17Г1С от температуры и концентрации хлористого натрия в мягкой воде (1), 1% (2); 3% (3) и 6 %-м (4) растворе хлористого натрия



Т а б л и ц а 1. Данные почвенной коррозии трубопроводной стали в естественных условиях в различных районах [5]

Район размещения полевых станций	Общая характеристика почв на станции	Температура, °С, на глубине, м		Коррозия стали, г/(дм <sup>2</sup> ·год), на глубине, м		Характер коррозионного разрушения	Глубина коррозионных каверн, мм	Удельное электросопротивление грунта в районе полевой станции, Ом·м
		0,6	1,2	0,6	1,2			
<b>Крайний Север</b>								
Салехард	Суглинок (мерзлота)	-1,5	-3,0	0,0	0,0	Равномерный	—	230
Тарка-Сале	Супесь	+1,2	-0,9	0,8	0,0			130
Игрим	Торфяник	+1,3	+0,8	1,6	0,6			100
Сургут	Супесь	+2,2	+1,3	1,2	1,3			150
Надым	Торфяник	+2,3	-1,2	1,4	0,0			90
Ухта	Суглинок	+3,2	-1,1	1,9	0,0			120
<b>Западная и Восточная Сибирь</b>								
Тюмень	Суглинок	+4,6	+2,3	2,2	1,1	Равномерный	—	190
Свердловск		+9,2	+4,6	1,7	0,9			110
Челябинск	Супесь	+7,2	+3,6	1,6	0,9			130
Новосибирск		+8,2	+4,1	1,9	0,7			160
Иркутск	Чернозем	+9,0	+5,0	2,1	0,9			100
Чита	Суглинок	+6,2	+4,2	1,3	1,1			145
Хабаровск	Чернозем	+9,3	+6,5	1,8	1,3			160
Омск	Супесь	+7,2	+4,3	2,0	1,4			180
Красноярск	Суглинок	+5,8	+6,4	1,2	0,43			120
<b>Центральные и Южные районы</b>								
Московская обл.	Супесь	+10,0	+8,3	7,8	4,8	Равномерный	—	98,0
Полтавская обл.	Чернозем	+16,0	+13,0	12,9	16,9	Неравномерный	0,2	280
Краснодарский край		+19,3	+15,8	18,2	17,31		0,5	250
<b>Средняя Азия</b>								
Ташкент	Суглинок (засоленный)	+19,0	+18,3	22,4	19,3	Равномерный	—	0,7...3,0
Самарканд	Супесь (засоленный)	+19,8	+21,1	22,9	18,7			0,5...2,5
Бухара	Известняк-песчаник	+24,3	+22,0	25,6	16,9	Неравномерный	До 0,8	280...300
Каган	Супесь	+26,0	+17,8	29,6	28,3		0,6...0,8	250...280
Ургенч	Суглинок (засоленный)	+28,4	+22,3	26,2	25,3	Равномерный	—	1,5...2,8
	Супесь	+26,5	+21,4	28,3	24,8	Неравномерный	0,5...0,7	230...250

Примечания. 1. Указанные в таблице температуры на Крайнем Севере, в Западной и Восточной Сибири измеряли летом, в Средней Азии — преимущественно осенью. 2. Температура и удельное электросопротивление измеряли во время закладки образцов на испытание и во время их извлечения. 3. Образцы извлекали во всех случаях ровно через год.

трубы [5], т. е. скорость коррозии составит около 2 мм/год. Определенное влияние на скорость коррозии оказывает состав почвы (табл. 1, рис. 1). Однако с учетом температурного фактора и характера коррозионного разрушения (равномерное, неравномерное) это влияние относительно небольшое.

Аналогичное замечание можно сделать и по влиянию состава трубной стали (табл. 2).

С учетом изложенного, при отсутствии прямых наблюдений по скорости коррозионного утонения стенки трубы в зоне рассматриваемого дефекта можно с определенной консервативностью рекомендовать при оценке риска отказа зависимость для средней скорости почвенной коррозии при механизме равномерного разрушения

$$\bar{v}_n = 0,6 + 0,548T^{1,058} \text{ г/(дм}^2\text{·год)} \approx 0,0077 + 0,0077T^{1,058} \text{ мм/год}, \quad (1)$$



**Т а б л и ц а 2.** Данные скорости почвенной коррозии трубопроводной стали от температуры в интервале 40...120 °С (60 % песка и 40 % глины) [5]

Температура, °С	Сталь	Влажность коррозионной среды, %	Коррозия трубопроводной стали, г/(дм <sup>2</sup> -год)	Среднее значение коррозии из трех образцов, г/(дм <sup>2</sup> -год)	Глубина коррозионных каверн, мм/год
40 ± 2	17Г1С	21,3...15,8	24,8	25,6	0,7
	Ст3		25,9		
	Шведская		26,0		
60 ± 2	17Г1С	29,7...17,0	46,9	44,5	0,9
	Ст3		41,6		
	Немецкая				
80 ± 2	17Г1С	19,6...13,7	74,5	79,9	1,2
	Ст3		85,0		
	Японская		80,3		
100 ± 2	17Г1С	15,4...9,1	53,4	62,7	1,8
	Ст3		69,6		
	Шведская		65,2		
120 ± 2	17Г1С	23,7...1,0	20,4	19,7	2,6
	Ст3**		19,6		
	Немецкая		19,2		

Примечание. Сталь марки 17Г1С и Ст3 отечественного производства.

где  $T$  — температура стенки трубы ( $0 \leq T \leq 60$  °С). При  $T = 40$ °С  $\bar{v}_n = 0,354$  мм/год.

Естественно, такие значения  $\bar{v}_n$  следует использовать для достаточно больших площадей утонения стенки трубы, выявленных при диагностике, т. е. когда имеет место механизм «равномерной» коррозии.

Для язвенных дефектов утонения стенки, как уже указывалось выше, скорость коррозии по толщине  $\bar{v}_n \cong 2$  мм/год является достаточно реальной. Для дефектов типа канавочных утонений стенки, где избирательность коррозионного процесса трудно исключить, можно с определенной кон-

сервативностью принимать  $\bar{v}_n = 1$  мм/год, как это сделано в работе [1]. Естественно, указанные средние значения скорости почвенной коррозии стенки трубы в ряде случаев могут существенно отличаться от реальных. Такие возможные отклонения в определенной степени можно учесть, используя вероятностные подходы к описанию риска аварии. Соответственно в этом случае следует считать скорость  $v_n$  случайной величиной, имеющей определенную плотность распределения  $\phi_v$ . Например, в случае усеченного нормального нормированного закона распределения величины  $X$  (рис. 2)

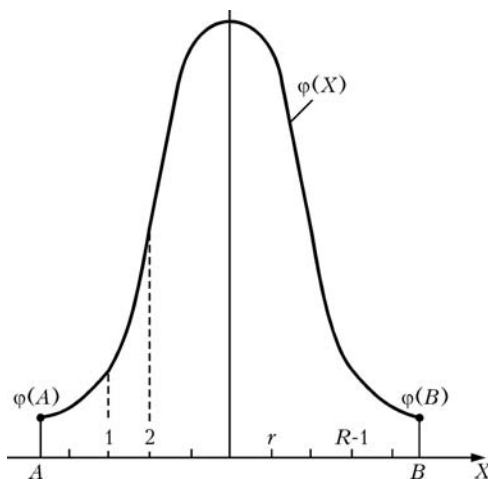


Рис. 2. Плотность распределения величин  $X$ , соответствующая усеченному нормальному закону распределения

$$\phi_X = \frac{1}{S_X} \left[ \frac{1}{\sqrt{2\pi} \xi_X} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{X - \bar{X}}{\xi_X} \right)^2 \right] \right], \quad A_X \leq X \leq B_X, \quad (2)$$

$$\text{где } S_X = \int_{A_X}^{B_X} \frac{1}{\sqrt{2\pi} \xi_X} \exp \left[ -\frac{1}{2} \left( \frac{X - \bar{X}}{\xi_X} \right)^2 \right] dX;$$

$A_X, B_X$  — границы усечения нормального закона распределения, выбираемые на основе реально возможных значений  $X$ ;  $\xi_X$  — стандарт отклонения случайной величины  $X$ .

В условиях ограниченной информации удобно границы усечения связывать с величиной  $\xi_X$ . Например,  $A_X = \bar{X} - k\xi_X$ , тогда в силу симметрии  $B_X = \bar{X} + k\xi_X$ , где  $k$  определяется условием  $0 < k \leq 3$ ,

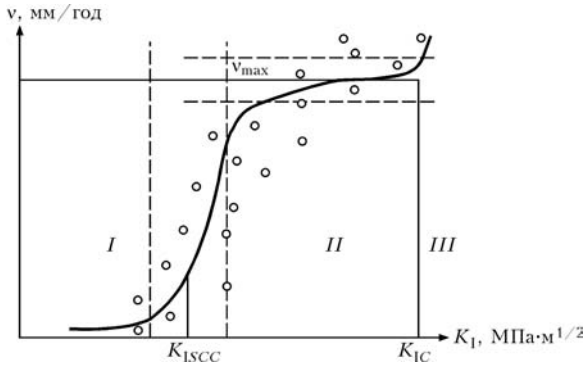


Рис. 3. Диаграмма коррозионной статической трещиностойкости (обозначения см. в тексте)

полагая, что при  $k = 0$  величина  $X$  является детерминированной, равной  $X$ , а при  $k > 3$  плотность распределения величины  $X$  очень незначительно отличается от нормального закона, когда  $A = -\infty$ ,  $B = +\infty$ .

Соответственно  $\xi_X = \frac{X-A}{k}$ , т. е., зная средние значения скорости почвенной коррозии  $\bar{v}_n$  и примерно границу вероятного усечения  $A$  (например,  $A_{v_n} \geq 0$ ), можно приближенно строить кривую плотности распределения  $\varphi_{v_n}$ . Чем больше конкретной информации относительно  $v_n$ , тем точнее будет распределение  $\varphi_{v_n}$ . При этом необязательно привязываться к нормальному закону распределения. Возможны и другие описания случайной величины  $v_n$ , в том числе и в виде графика  $\varphi_{v_n}(v_n)$ , либо таблицы дискретных значений  $\Pi_{v_n}(v_n)$  — частостей величины  $v_n$ , когда

$$\Pi_{v_n}(v_n) = \varphi_{v_n}(v_n) \Delta v_n \quad (3)$$

Одним из опасных проявлений процесса почвенной коррозии трубопроводов, особенно в зоне сварных соединений, является развитие коррозионных трещин под напряжением. В условиях статического нагружения характеристикой сопротивления такому виду разрушения в настоящее время служит соответствующая диаграмма коррозионной статической трещиностойкости материала трубы при действии конкретной по составу и температуре агрессивной среды (рис. 3).

Как видно из рис. 3, диаграмма коррозионной статической трещиностойкости связывает скорость роста размеров трещины (по глубине  $da/dt$  либо длине  $dc/dt$ ) с величинами соответствующих значений коэффициента интенсивности напряжений  $K_I(G)$  либо  $K_I(D)$  в вершинах трещины. В достаточно общем случае такая диаграмма в зависимости от величин  $K_I$  имеет три участка. Участок  $I$  ( $K_I < K_{I\_SCC}$ ) — зона развития трещины пре-

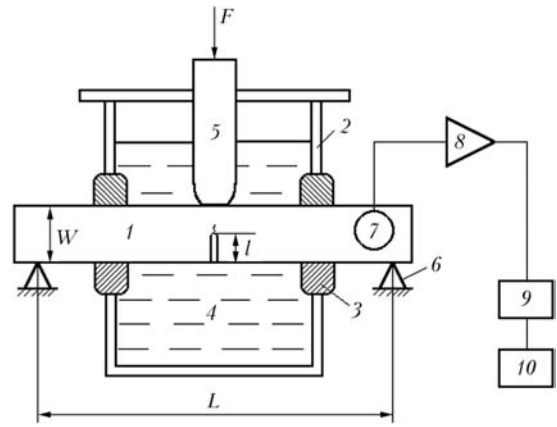


Рис. 4. Схема экспериментального исследования коррозионных трещин: 1 — призматический образец; 2 — камера; 3 — уплотнение; 4 — вода; 5 — индентор; 6 — опора; 7 — пьезоэлектрический датчик; 8 — усилитель; 9 — источник акустической эмиссии; 10 — регистратор

имущественно по механизму электрохимической коррозии,  $II$  ( $K_{I\_SCC} < K_I < K_{I\_C}$ ) — зона развития трещины по механизму водородного охрупчивания и  $III$  ( $K_I > K_{I\_C}$ ) — зона, соответствующая спонтанному росту трещины.

Получение такой диаграммы в каждом конкретном случае сочетания материала трубы, состава и температуры агрессивной среды представляет большой интерес для практики [6] и связано с большим объемом экспериментальных исследований, что требует значительных затрат времени [7]. Однако наиболее характерными параметрами являются величина  $K_{I\_SCC}$  и скорость роста  $v(K_I)$  на участке  $II$  (рис. 3).

Экспериментальное получение зависимости  $v - K_I$  на участке  $II$  требует значительно меньших затрат времени и позволяет использовать оперативные методы, один из которых, развиваемый в настоящее время в ИЭС им. Е. О. Патона, описан академиком НАН Украины З. Т. Назарчуком в работе [7]. Метод позволяет использовать образцы относительно небольшого сечения, поскольку операция мониторинга роста трещины основана не на текущих измерениях линейных размеров трещины, а на регистрации интервалов времени между скачками роста трещины с помощью акустической эмиссии (рис. 4). Используется фундаментальное положение, что при  $K_I > K_{I\_SCC}$  трещина увеличивается во времени скачками величиной  $\Delta l = \alpha K_I^2$ , где  $\alpha$  — коэффициент пропорциональности, примерно постоянный при  $l_1 \leq l \leq \lambda_N$  ( $l_1, l_N$  — соответственно начальный и конечный размеры трещины).

Для получения необходимой зависимости  $v - K_I$  используются следующие уравнения:

$$\left. \begin{aligned} l_n &= l_{n-1} + \Delta l \\ n &= 1, 2, \dots, N \end{aligned} \right\} \quad (4)$$



$$\alpha = \frac{l_N - l_1}{N}, \quad \Delta l_n = \alpha K_1^2(l_n), \quad (5)$$

$$\sum_{n=1} K_1^2(l_n)$$

$$K_1(l_n) = \frac{6F_n \sqrt{l_n}}{B} \{1,93 - 3,07(l_n/W) + 14,53(l_n/W)^2 - 25,11(l_n/W)^3 + 25,8(l_n/W)^4\}, \quad (6)$$

где  $F$  — усилие нагрузки (рис. 4);  $W$  — толщина образца;  $l_n$  — длина трещины для  $n$ -го состояния.

Из зависимостей (4)–(6) путем последовательных приближений определяются величины  $\alpha$  при измеренных  $l_1, l_N, \Delta l_n, K_1(l_n)$ . Затем, используя экспериментальные данные относительно временных интервалов  $\Delta t_n$ , получаем зависимость  $v_n = \Delta l_n / \Delta t_n$  от  $K_1(l_n)$ . Зона резкого уменьшения  $v_n$  определяет величину  $K_{ISCC}$ .

На рис. 5, а приведены результаты, полученные по описанной методике для образца из стали 17Г1С в 3 %-м растворе NaCl. Получаемая таким путем зависимость  $v - K_1$  при  $K_1 > K_{ISCC}$  имеет большой разброс экспериментальных данных, поскольку реальный процесс водородного охрупчивания при  $\Delta l \approx 5 \dots 10$  мкм существенно зависит от геометрических и физических (микроструктурных) неоднородностей на пути роста трещины, а также от температуры.

Указанное обстоятельство требует применения статистических методов. Для скорости роста трещины при  $K_1 > K_{ISCC}$  (на рис. 5, а для  $\log v = U$ ) можно использовать нормальный усеченный закон (2):

$$U = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N U_n, \quad \xi_U = \left[ \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N (U_n - U)^2 \right]^{0,5}, \quad A_U = U - 2\xi_U. \quad (7)$$

Для порогового значения коэффициента интенсивности напряжений  $K_{ISCC}$  более логичным является использование распределения Вейбулла, когда вероятность

$$p(K_1) = K_{ISCC} = 1 - \exp \left[ - \left( \frac{K_1 - K_0}{K_d - K_0} \right)^\eta \right], \quad (8)$$

где параметры  $K_0, K_d$  и  $\eta$  определяются при обработке экспериментальных значений  $K_1$  в зоне вероятных величин  $K_{ISCC}$ , среднее значение  $K_{ISCC}$  оценивают при  $p = 0,5$ , верхнее — при  $p = 0,95$ , нижнее — при  $p = 0,05$  (рис. 5, а).

По описанной методике для данных, приведенных на рис. 5, получены следующие результаты:

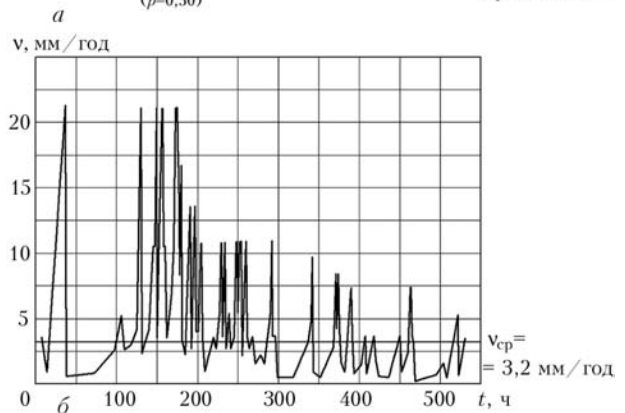
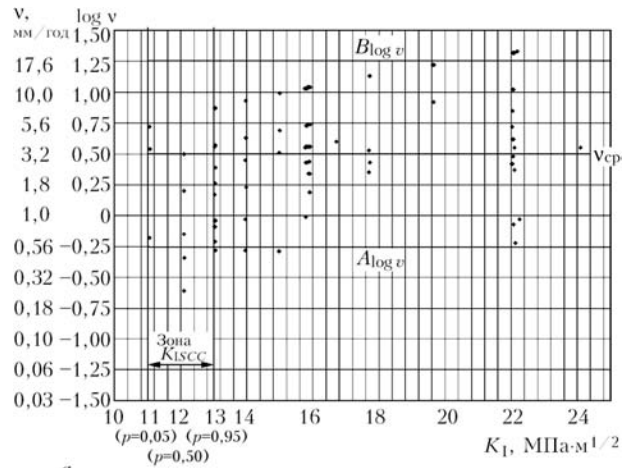


Рис. 5. Диаграмма статической коррозионной трещиностойкости для стали 17Г1С при температуре примерно 20 °С в 3%-м растворе NaCl (а) и полученная на основе кинетики испытания образца типа Шарпи с трещиной (б)

$$U = 0,5, \quad \bar{v} = 3,2 \text{ мм/год}, \quad \xi_U = 0,25, \\ \text{соответственно } A_U = 0, B_U = 1,0, \\ \text{или } A_v = 1 \text{ мм/год}, B_v = 10 \text{ мм/год}. \quad (9)$$

Решая уравнение относительно  $K_0, K_d$  при  $\eta = 4,0$ , получаем  $K_d = 12,2 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ ,  $K_0 = 9,91 \text{ МПа} \cdot \text{м}^{1/2}$ , т. е.

$$K_{ISCC}(p) = 9,9 + 2,29[-\ln(1-p)]^{0,25} \text{ (МПа} \cdot \text{м}^{1/2}). \quad (10)$$

Описанный подход к определению характеристик сопротивления материала трубопровода коррозионному разрушению в результате почвенной коррозии материала трубы при разрушении наружной антикоррозионной защиты может быть использован и для коррозионных дефектов на внутренней поверхности, естественно, при испытании материала стенки трубы в соответствующих условиях, определяемых в первую очередь составом агрессивной среды и ее температурой.

Остановимся еще на одной группе характеристик материала стальных трубопроводов, определяющих сопротивление спонтанному росту трещинообразных дефектов. В настоящее время в качестве критерия, формулирующего указанную возможность при статическом нагружении вязкохрупкого материала, достаточно широкое рас-

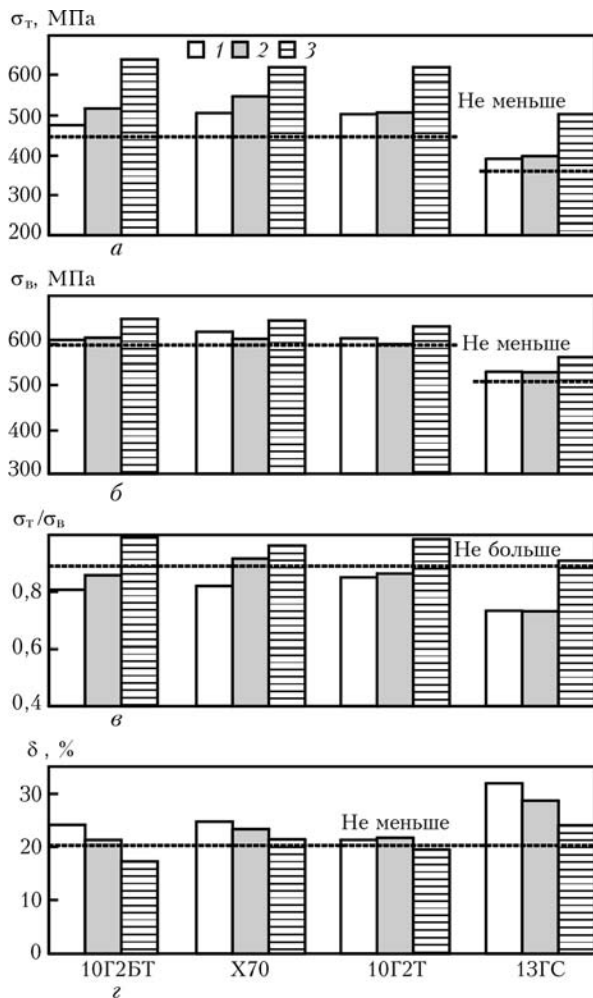


Рис. 6. Диаграммы механических свойств (а–д) металла труб аварийного запаса в исходном состоянии (1), после старения и нагрева до 250 °С (2), после старения с предыдущей деформацией 2 % (3) (точечная прямая — норма)

ространие получил двухпараметрический критерий R6 [8], в котором сопротивление материала в зоне трещины вязкому разрушению отражается пределом текучести  $\sigma_T$  и временного сопротивления  $\sigma_B$ , а сопротивление хрупкому разрушению соответственно — критическим значением коэффициента интенсивности напряжений  $K_{IC}$  при соответствующей температуре с учетом возможной деградации материала в процессе многолетней эксплуатации. Последнее замечание достаточно актуально, учитывая, что во многих странах, в том числе и в Украине, магистральные трубопроводы проработали уже не один десяток лет. Кроме того, известно, что, несмотря на тщательный отбор трубных сталей, возможность деградации прочностных свойств не исключается.

Приведенные на рис. 6 экспериментальные данные из [9] относительно возможности старения трубных сталей и деградации их характеристик типа  $\sigma_T$ ,  $\sigma_B$ ,  $\sigma_T/\sigma_B$ ,  $\delta$  достаточно наглядно демонстрируют такую возможность, правда, в основном для зоны сварных швов, где предварительный нагрев до температуры 250 °С и пред-

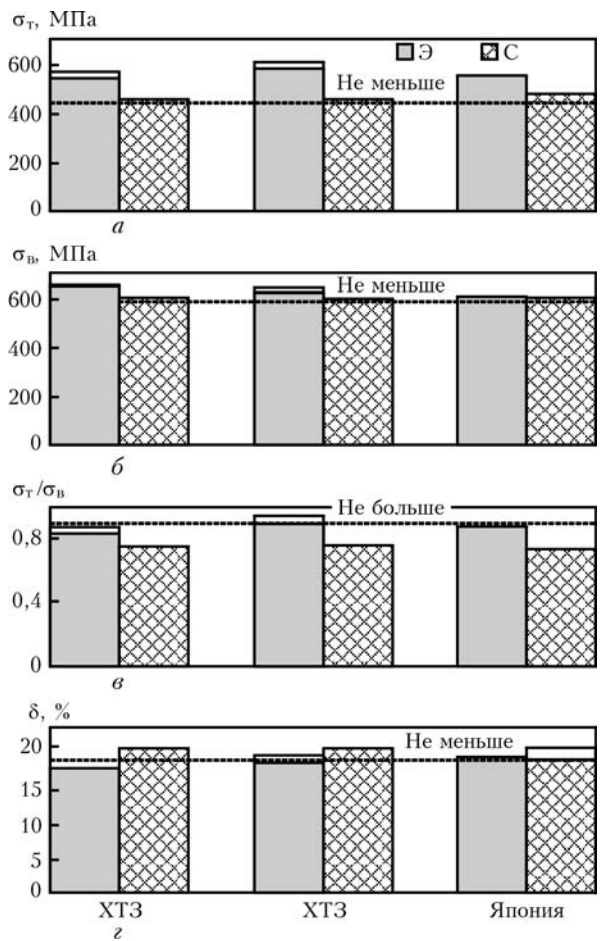


Рис. 7. Диаграммы механических свойств (а–д) материала газопроводных труб диаметром 1420 мм, изготовленных из стали Х70 контролируемой прокатки разными производителями: Э — трубы после долгосрочной эксплуатации (21 год); С — данные сертификатов (точечная прямая — норма)

варительное деформационное растяжение около 2 % вполне возможны.

Более реальны для основного металла труб данные из работы [9] на рис. 7 и 8, где сравниваются трубные материалы из запаса и после 21 года эксплуатации. Из данных на рис. 6, 7 следует, что характеристики  $\sigma_T$  и  $\sigma_B$ , ответственные в соответствии с критерием R6 [8] за развитие вязкого механизма разрушения в зоне трещинообразного дефекта, не остаются постоянными в процессе эксплуатации, т. е. при длительной эксплуатации примерно через 15–20 лет при соответствующих технических диагностиках заслуживает внимания уточнение реальных значений  $\sigma_T$  и  $\sigma_B$  по сравнению с нормативными по состоянию поставки (табл. 3).

Следует отметить, что для  $\sigma_T$  и  $\sigma_B$  всегда имеется определенный разброс значений, укладывающийся в нормальный усеченный закон распределения (2) при  $\xi_{\sigma} \approx 20$  МПа.

Более сложной при технической диагностике является проблема оперативного определения значений  $K_{IC}$  в зоне обнаруженных дефектов в стенке



Таблица 3. Нормативные значения механических характеристик стальных труб по состоянию поставки [10]

Марка стали/диаметр; толщина, мм	$\sigma_B$ , МПа	$\sigma_T$ , МПа	$\delta$ , %	$KCV$ , Дж/см <sup>2</sup> (при температуре, °С)
10Г2Г, 10Г2БТ/1420; 15,7	588	461	20	78,4 (-15)
10Г2ФБ/1420; 18,7	588	441	20	78,4 (-15)
X70/1420; 18,7	558,7	441	20	78,4 (-15)
09Г2ФБ, 08Г2ФЮ/1420; 16,8	549,2	421	19	78,4 (-15)
17Г1С-У/1020, 1220; 9,6-15,2	510	360	20	29,4 (-5)
17ГС/530; 7-10	510	353	20	29,4 (0)
13ГС/1020; 11,1, 1020; 9,5	510 539	363 402	20 20	29,4 (0) 29,4 (0)
17Г1С-У/1020; 9,6-14,9	510	363	20	39,6 (-40)
13Г2АФ/1020; 9,2-14,3	530	363	20	29,4 (-60)
09Г2ФБ, X70/1420; 15,7	588,7	441	20	78,4 (-15)
17Г1С/1220; 10,5-12,5 1220; 12	588,7 510	412 362	21	39,2 (-15) 39,2 (-15)

трубопровода, хотя для трубных сталей имеются многочисленные исследования в этом направлении, например, в табл. 4. Ограниченные толщины стенок (до 20...30 мм) не позволяют при характерных отношениях  $(K_{IC}/\sigma_T)^2 > 50$  мм для трубных сталей использовать стандартные образцы непосредственно из стенки трубы, поскольку характерная толщина образца  $B$  должна удовлетворять условию  $B > m (K_{IC}/\sigma_T)^2$ , где коэффициент  $m \approx 2,5$ .

Указанное обстоятельство приводит к использованию косвенных методов, в основу которых положен эксперимент, связанный с измерением характеристики материала, достаточно хорошо коррелирующей с  $K_{IC}$  и не требующий образцов больших сечений. Это критическое значение  $g$ -интеграла  $J_C$  (МПа·м), когда [12]

Таблица 4. Результаты исследования вязкости разрушения  $K_{Jc}$  для трубных сталей при температурах  $-30 \text{ }^\circ\text{C} \leq T \leq 20 \text{ }^\circ\text{C}$  [11]

Сталь и зона исследования	$T$ , °С	$K_{Jc}$ , МПа·м <sup>1/2</sup>
10Г2ФБ ОМ	-30	230
	+20	240
10Г2ФБ Металл шва	-30	146
	+20	206
10Г2ФБ ЗТВ	-30	182
	+20	240
06Г2НАВ ОМ	-30	150
	+20	130
06Г2НАВ Металл шва	-30	148
	+20	130
06Г2НАВ ЗТВ	-30	130
	+20	130
ВСт3кп ОМ	-30	134
	+20	170
17ГС	-30	126
	+20	136
17Г1С	-30	186
	+20	164
X70	-30	300
	+20	300
10ХГНМАЮ	-30	140
	+20	124

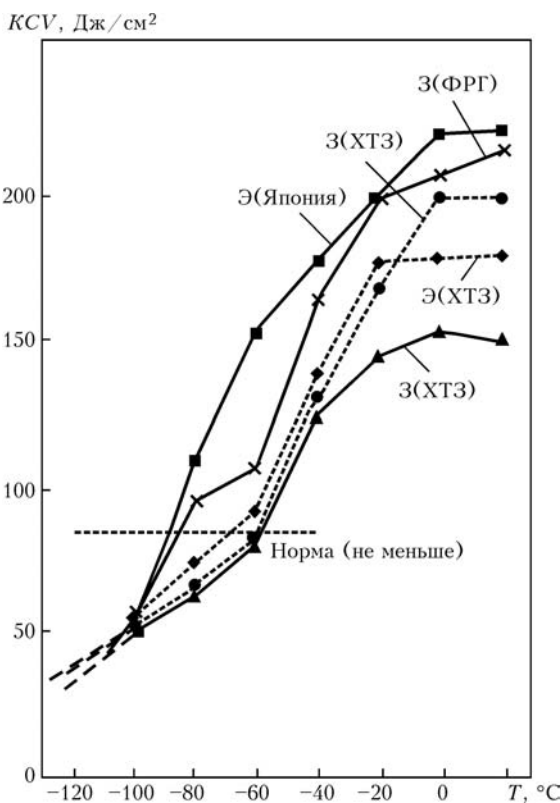


Рис. 8. Ударная вязкость металла труб диаметром 1420 мм из стали X70 разных производителей: 3 — аварийный запас; Э — после эксплуатации



Т а б л и ц а 5. Исходные данные для расчета риска отказа в зоне обнаруженных поверхностных трещин в условиях коррозии (сталь 17Г1С)

Номер трещин $j$	$a_0 \times 2c_0$ , мм	Направление	$\sigma_m$ , МПа	$\bar{\sigma}_T$ , МПа	$\bar{\sigma}_B$ , МПа	$A_a$ , мм	$\xi_{a_0}$ , мм	$A_c$ , мм	$\xi_c$ , мм
1	1,6×80	Вдоль образующей	307,5	360	510	1,2	0,2	—	—
2	1,6×80	» »	307,5	412	588	1,2	0,2	—	—
3	1,6×80	» »	263,5	360	510	1,2	0,2	—	—
4	1,6×80	» »	263,5	412	588	1,2	0,2	—	—
5	1,6×200	Вдоль окружности	154	360	510	—	—	90	5

Примечание.  $K_{IC}(p) = 161,5[-\ln(1-p)]^{0,25} + 20$  (МПа·м<sup>1/2</sup>);  $K_{ISSC}(p)$  по (10);  $\bar{U} = 0,5$ ;  $\xi_U = 0,25$ ;  $A_U = 0$ ;  $B_U = 1,0$ ;  $\xi_\sigma = 20$  МПа;  $A_\sigma = \bar{\sigma} - 2\xi_\sigma$ ;  $j = 1, 3, 5$  — без термообработки;  $j = 2, 4$  — с термообработкой.

$$K_{IC} \cong \sqrt{\frac{EJ_C}{1-\nu^2}} \quad (\text{МПа}\cdot\text{м}^{1/2}), \quad (11)$$

где  $E$  — модуль упругости материала;  $\nu$  — коэффициент Пуассона,

либо критическое раскрытие трещины нормального отрыва  $\delta_C$  (м), когда [10]

$$K_{IC} = \sqrt{\delta_C \sigma_T E} \quad (\text{МПа}\cdot\text{м}^{1/2}), \quad (12)$$

либо энергия разрушения образцов Шарпи при ударе в соответствующих условиях для ферритной стали, когда

$$K_{IC} \approx 8,47(KCV)^{0,63} \quad (\text{МПа}\cdot\text{м}^{1/2}), \quad (13)$$

где  $KCV$  — энергия разрушения (Дж/см<sup>2</sup>) для стандартного образца Шарпи сечением 10×10 мм (см. табл. 3).

Температурную зависимость  $K_{IC}$  для трубных сталей при ограниченной экспериментальной информации можно выразить с помощью зависимости [12]

$$K_{IC}(p) = 30 + 70 \exp [0,019(T - T_0)], p = 0,5, \quad (14)$$

где  $T_0$  определяется при известных  $K_{IC}$  для какой-либо температуры  $T$ , например, при температуре  $T_{KCV}$  получения  $KCV$  в (13), т. е.

$$T_0 \approx T_{KCV} - \frac{1}{0,019} \ln \left[ \frac{8,47(KCV)^{0,63} - 30}{70} \right]. \quad (15)$$

Получив среднее значение  $K_{IC}$  ( $p = 0,5$ ) для температуры эксплуатации (например, +40 °С — температура стенки трубы), можно согласно [12] с учетом зависимости (8) при  $K_0 = 20$  МПа·м<sup>1/2</sup> и  $\eta = 4$  [10] определить  $K_d$ , а затем вычислить значения  $K_{IC}$  для любого  $p$ :

$$K_{IC}(p) = (K_d - 20)[- \ln(1-p)]^{0,25} + 20 \quad (\text{МПа}\cdot\text{м}^{1/2}). \quad (16)$$

В результате получим всю необходимую информацию относительно сопротивляемости материала трубопровода спонтанному росту трещин.

Из изложенного видно, что в каждом конкретном случае обнаруженного дефекта в трубо-

проводе из современных сталей можно найти характеристики материала, определяющие риск отказа при соответствующих условиях эксплуатации. Вариация этих характеристик в заданных пределах определяет количественно вероятность отказа, т. е. чем шире пределы варьирования, тем выше вероятность отказа при постоянных средних значениях.

Продemonстрируем это на примере расчета риска отказа для трубы из стали 17Г1С диаметром  $d = 1220$  мм и толщиной стенки  $\delta = 12,5$  мм при рабочем давлении в трубе  $P_{\text{раб}} = 5,4$  МПа (мембранные напряжения  $\sigma_m = 263,5$  МПа) и  $P_{\text{раб}} = 6,3$  МПа ( $\sigma_m = 307,4$  МПа) при исходных нормативных значениях механических свойств по табл. 5, принимаемых с определенной консервативностью в качестве средних значений. Обнаруженные дефекты трещинообразного вида описываются поверхностной полуэллиптической трещиной размерами  $a_0 \times 2c_0$ , расположенной вдоль образующей  $j = 1..4$  и вдоль окружности  $j = 5$  (табл. 5) на наружной поверхности трубы.

Предполагается, что в момент времени  $t = 0$  произошло разрушение изоляции и рассматриваемые дефекты начинают подрастать во времени со скоростью  $v$  по диаграмме  $v - K_I$  на рис. 5, а при значениях ее параметров (9) и (10) и температуре трубы 40 °С (табл. 5). Величины  $K_I(j)$ , рассчитываются в вершинах трещины  $j = G, D$  (рис. 9) по зависимостям [10] в различные моменты времени  $t$ , начиная с  $t = 0$  последовательно с шагом  $\Delta t$

$$K_{Ij}(j) = \frac{\sqrt{\pi a}}{Q} F_j(\sigma_m + H_j \sigma_B), j = D, G, \quad (17)$$

где

$$Q = 1 + 1,464(a/c)^{1,65};$$

$$F_j = [M_1 + M_2(a/\delta)^2 + M_3(a/\delta)^4] g_j;$$

$$M_1 = 1,11 + 0,09(a/c); M_2 = -0,54 - \frac{0,89}{0,2 + a/c};$$



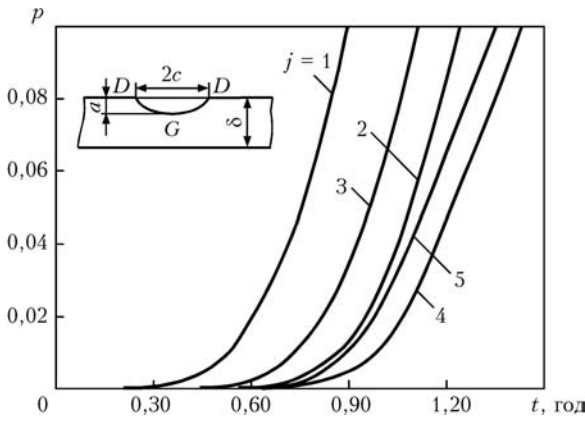


Рис. 9. Кинетика роста во времени  $t$  риска отказа для коррозионных трещин в стенке трубы 1220×12,5 мм из стали 17Г1С по табл. 5

$$\begin{aligned}
 M_3 &= 0,5 - \frac{1}{0,65 + a/c} + 14(1 - a/c)^{24}; \\
 g_G &= 1, g_D = [1 + (0,1 + 0,35)(a/\delta)^2] \sqrt{a/c}; \\
 H_G &= 1 - (1,22 + 0,12a/c) \frac{a}{\delta} + \\
 &+ [0,55 - 1,05(a/c)^{0,75} + 0,47(a/c)^{1,5}] (a/\delta)^2; \\
 H_D &= 1 - 0,34(a/\delta) - 0,11(a/c)(a/\delta); \\
 a(t) &= a(t - \Delta t) + v(K_{IG})\Delta t; \\
 c(t) &= c(t - \Delta t) + v(K_{ID})\Delta t.
 \end{aligned} \tag{18}$$

Для  $\sigma_{ref}$  ответственного за вязкое разрушение в зоне трещины в критерии R6 [8] только от мембранных напряжений  $\sigma_m$ , используются зависимости, описанные в работах [6, 12].

Для трещин вдоль образующей

$$\begin{aligned}
 \sigma_{ref} &= M_S \sigma_m, M_S = \frac{1 - 0,85 a/\delta \frac{1}{M_t}}{1 - 0,85 a/\delta}, \\
 M_t &= \frac{1,0005 + 0,49001\lambda + 0,32409\lambda^2}{1,0 + 0,50144\lambda - 0,01106\lambda^2}, \lambda = \frac{1,818a}{\sqrt{\delta d}}.
 \end{aligned} \tag{19}$$

Для трещин вдоль окружности

$$\begin{aligned}
 \sigma_{ref} &= \sigma_m Z, Z = \left\{ \frac{2\alpha}{\pi} - \frac{(a/\delta)\theta}{\pi} \left[ \frac{2 - (2 \cdot 2\delta/d) - 2a/d}{2 - 2\delta/d} \right] \right\}^{-1}, \\
 \theta &= \frac{2\pi c}{4d}, \alpha = \arccos(A \sin \theta), \\
 A &= \chi \frac{(1 - \tau)(2 - 2\tau + \chi\tau) + (1 - \tau + \chi\tau)^2}{2[1 + (2 - \tau)(1 - \tau)]}, \chi = \frac{a}{\delta}, \tau = \frac{2\delta}{d}.
 \end{aligned} \tag{20}$$

Из приведенных на рис. 9 результатов расчета вероятности отказа следует, что в результате сокращения времени эксплуатации  $t$  при поврежденной антикоррозионной изоляции и снижения рабочего давления  $P_{раб}$  можно заметно снизить вероятность отказа. Использование стали 17Г1С с более высокими  $\sigma_T$  и  $\sigma_B$  (после термообработки) также способствует таким результатам.

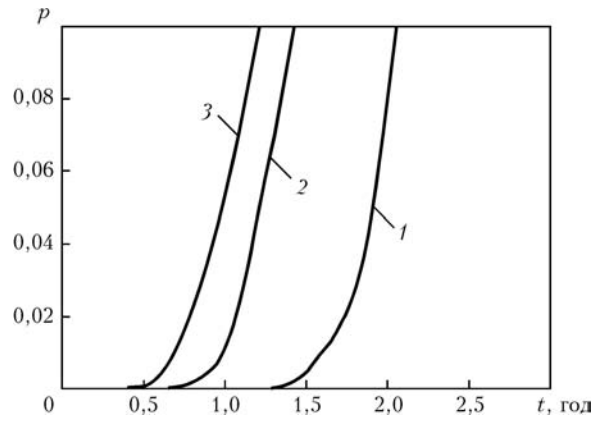


Рис. 10. Результаты расчета риска отказа для коррозионной трещины  $j = 4$  по табл. 5 для трех вариантов усечения распределения функции  $U = \log v$

Влияние разброса задаваемых значений скорости коррозионного роста рассматриваемой трещины приведено на рис. 10, где показаны расчетные значения вероятности отказа  $p$  для коррозионной трещины  $j = 4$  по табл. 5 и рис. 9 для трех вариантов усечения принятого нормального закона распределения функции  $U = \log v$  по рис. 5:  $U = 0,5, \xi_U = 0,25$ . Вариант 1:  $A_U = 0,25; B_U = 0,75$ , что соответствует  $A_v = 1,78$  мм/год и  $B_v = 5,62$  мм/год (рис. 11, кривая 1). Вариант 2:  $A_U = 0; B_U = 1,0$ , что соответствует  $A_v = 1$  мм/год;  $B_v = 10$  мм/год (рис. 11, кривая 2). Вариант 3:  $A_U = -0,25; B_U = 1,25$ , что соответствует  $A_v = 0,56$  мм/год;  $B_v = 17,8$  мм/год (рис. 11, кривая 3).

Из приведенных данных видно, что существенное ограничение области рассеивания значений  $v$  при переходе от варианта 3 к варианту 1 приводит к завышению ресурса безопасной эксплуатации трубопровода с рассматриваемым весьма опасным дефектом. И хотя это завышение не превышает одного года, тем не менее оно показывает важность учета «хвостов» в распределениях  $\phi_x$  для исходных данных.

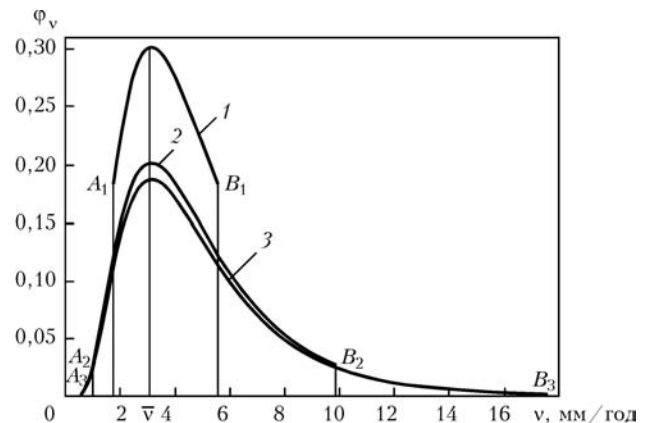


Рис. 11. Нормированные плотности распределений величин  $\phi_v$  для трех вариантов усечения нормального распределения функции  $U = \log v$  при  $\bar{v} = 3,2$  мм/год (обозначения см. в тексте)

**Выводы**

1. Для современных подходов к оценке риска отката в зоне обнаруженных дефектов несплошности материала трубопроводов при статической нагрузке необходима информация относительно сопротивления материала коррозионным разрушениям (различные виды поверхностной коррозии и росту коррозионных трещин), а также спонтанному росту трещинообразных дефектов.

2. Имеющиеся литературные данные относительно скорости поверхностной почвенной коррозии, полученные в естественных условиях для образцов из трубных сталей в различных районах бывшего СССР, показывают, что значительное влияние на коррозионную скорость потери металла оказывают температурные условия.

При изменении температуры в пределах 10...60 °С скорость равномерной поверхностной коррозии увеличивается примерно в 5...6 раз.

На основе анализа имеющихся экспериментальных данных для скорости поверхностной почвенной коррозии можно рекомендовать использование усеченного нормального закона распределения при средних значениях  $\bar{v}_n$ , зависящих от температуры по (1) для равномерной коррозии, увеличивая эти значения примерно в 3 и 5 раз соответственно для канавочных и язвенных дефектов в условиях коррозии.

3. Накопление информации относительно скорости роста коррозионных трещин под напряжением для трубных сталей на основе современных подходов механики разрушения представляет большой интерес для практики, поскольку такие дефекты являются наиболее опасными в условиях коррозионного повреждения трубопровода.

4. Вязкость разрушения материала, определяющая сопротивление спонтанному росту трещинообразных дефектов в трубных сталях, в процессе длительной эксплуатации требует соответствующего контроля, реализация которого эк-

спериментально возможна в основном только косвенными методами. Особое внимание для описания стохастичности величин  $K_{IC}$  заслуживают подходы, основанные на распределении Вейбулла в сочетании с «мастер-кривой» (10).

1. *Махненко В. И., Великоиваненко Е. А., Олейник О. И.* Риск-анализ как средство формализации принятия решений, связанных с неплановым ремонтом сварных конструкций // Автомат. сварка. — 2008. — № 5. — С. 5–10.
2. *ISO SD 16708 Standard.* Petroleum and natural gas industrial. Pipeline transportation systems. Reliability. — Based Limit State Methods, 2000 (Oct.).
3. *Бут В. С., Олійник О. І.* Стратегія розвитку технологій ремонту діючих магістральних трубопроводів // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / За ред. Б. Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАНУ, 2006. — С. 491–496.
4. *ДСТУ 4219–2003.* Трубопроводи сталеві, магістральні. Загальні вимоги до захисту від корозії. Чинний з 01.12.2003.
5. *Марченко А. Ф.* Почвенная коррозия трубопроводной стали и магистральных трубопроводов // Стр-во трубопроводов. — 1995. — № 1. — С. 29–34.
6. *Махненко В. И.* Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. — Киев: Наук. думка, 2006. — 618 с.
7. *Механіка руйнування та міцність матеріалів: Довідник, посібник.* — В 6 т. Т. 5. Неруйнівний контроль і технічна діагностика / За ред. З. Т. Назарчука. — Львів: ФМУ ім. Г. В. Карпенка НАН України, 2001. — 1132 с.
8. *Assessment of the integrity of structures containing defects / L. Milne, R. A. Ainsworth, A. R. Dowling, A. T. Stewart // CEBG, Report R/H/R6, Revision 3, April 1986.*
9. *Рибаків А. О., Семенов С. Є., Гончаренко Л. В.* Оцінка стану та проявів деформаційного старіння металу газопроводів при використанні сталі контрольованої прокатки // Проблеми ресурсу і безпеки експлуатації конструкцій, споруд та машин / За ред. Б. Є. Патона. — К.: Ін-т електрозварювання ім. Є. О. Патона НАНУ, 2006. — С. 324–327.
10. *ВБН В.2.3–00018201.04–2000.* Расчеты на прочность действующих магистральных трубопроводов с дефектами. — Киев: Госнефтегазпром, 2000. — 56 с.
11. *Красовский А. Я., Красико В. Н.* Трещиностойкость сталей магистральных трубопроводов. — Киев: Наук. думка, 1990. — 172 с.
12. *Fitness-for-service.* American petroleum institute. Recommended Practice 579, 2000. — 625 p.

Considered are characteristics of pipeline steels and their welded joints, determining the fracture resistance in the zone of the found defects. Attention is focused on corrosion thinning defects, as well as development of corrosion cracks. Proceeding from analysis of the published sources and authors' investigations recommendations are given on quantitative values of the above characteristics at static load on the main pipeline.

Поступила в редакцию 18.01.2008