

ОБОСНОВАНИЕ ДОПУСКОВ НА ГЛУБИНУ ВМЯТИН НА СТЕНКАХ ВЕРТИКАЛЬНЫХ СТАЛЬНЫХ РЕЗЕРВУАРОВ

Л. А. Алифанов, А. М. Лепихин, В. В. Москвичев
Институт вычислительного моделирования СО РАН.

г. Красноярск (Россия)

К. Романенко

Вильнюсский технический университет им. Гедиминаса

г. Вильнюс (Литва)

Значительная доля вертикальных стальных резервуаров, эксплуатирующихся в различных отраслях народного хозяйства, выработала проектные ресурсы. Замена и капитальный ремонт резервуаров в стесненных условиях действующих предприятий и нефтехранилищ требует больших финансовых затрат, поэтому в настоящее время актуальной задачей является разработка методов определения остаточного ресурса с учетом обнаруживаемых при проведении экспертиз промышленной безопасности дефектов и несовершенств.

Около половины обследуемых резервуаров имеют несовершенства формы, такие как вмятины и хлопуны. Приблизительно пятая часть из них является дефектами, т.е. не удовлетворяет действующим нормам, определяющим допустимые размеры вмятин [1]. Анализируя статистику отказов резервуаров можно прийти к выводу, что дефекты формы редко фигурируют среди основных факторов, повлекших разрушение. Многие резервуары с дефектами формы успешно эксплуатируются десятки лет. С другой стороны игнорировать вмятины, без соответствующего обоснования, также не разумно, так как это может привести к увеличению числа аварий.

При назначении допусков не регламентируется толщина стенки, место расположения дефекта, циклическая нагруженность и другие значимые факторы. В [1] допускаемые глубины вмятин на стенках вертикальных цилиндрических резервуаров установлены в зависимости от расстояния L от нижнего до верхнего края дефекта формы (15 мм при расстоянии до 1,5 м; 30 мм при высоте свыше 1,5 до 3 м и 45 мм при высоте от 3 до 4,5 м). Для сосудов, находящихся в эксплуатации более 5 лет, допуски увеличиваются в 1,3 раза.

Основная сложность при оценке опасности дефектов формы заключается в том, что на напряженно-деформированное состояние в их зоне большое влияние оказывает геометрия их поверхности, которая может быть самой разнообразной. Кроме того, в процессе нагружения вмятины на тонкостенных оболочках могут изменять форму и даже перемещаться по стенке сосуда.

Схема построения модели вмятины глубиной f и радиусом $r = 2L$ представлена на рис. 1. При расчетах в линейной постановке максимальные эквивалентные напряжения для недопустимых по нормам дефектов формы локализируются в контурных точках сферической вмятины на внешней поверхности оболочки. Коэффициент концентрации a_s^T максимальных эквивалентных по Мизесу напряжений, вычисленных в линейной постановке, однозначно определяется относительной глубиной $x = f/t$ и приведенным радиусом $y = r/\sqrt{Rt}$ ($R = D/2$ – радиус, t – толщина оболочки):

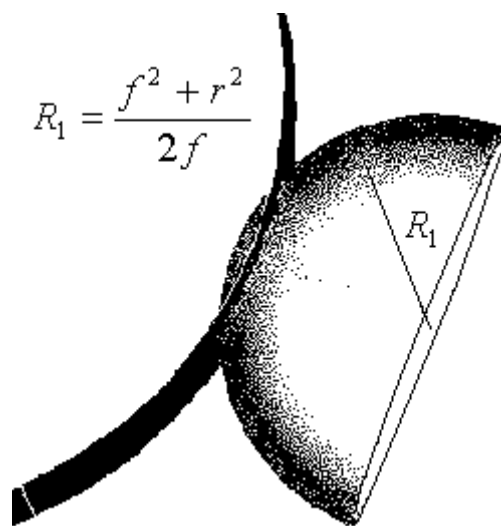


Рис. 1 Построение модели цилиндрической оболочки со сферической вмятиной

$$a_s^T \approx a(f/t, r/\sqrt{Rt}) \quad (1)$$

При ограничениях $2 \leq x \leq 17$, $1 \leq y \leq 8$, $x > 0,833 \cdot y - 1,25$, позволяющих рассчитать до 95% вмятин, встречающихся на практике, теоретический коэффициент концентрации удовлетворительно (с точностью до $\approx 5\%$) аппроксимируется уравнениями:

$$a_s^T = A \cdot y^m, \quad (2)$$

$$A = -0,000075x^4 + 0,00376x^3 - 0,0688x^2 + 0,5x + 2,57, \quad (3)$$

$$m = 0,169 \ln(x) + 0,153, \quad (4)$$

График зависимости a_s^T от f/t и r/\sqrt{Rt} показан на рис. 2.

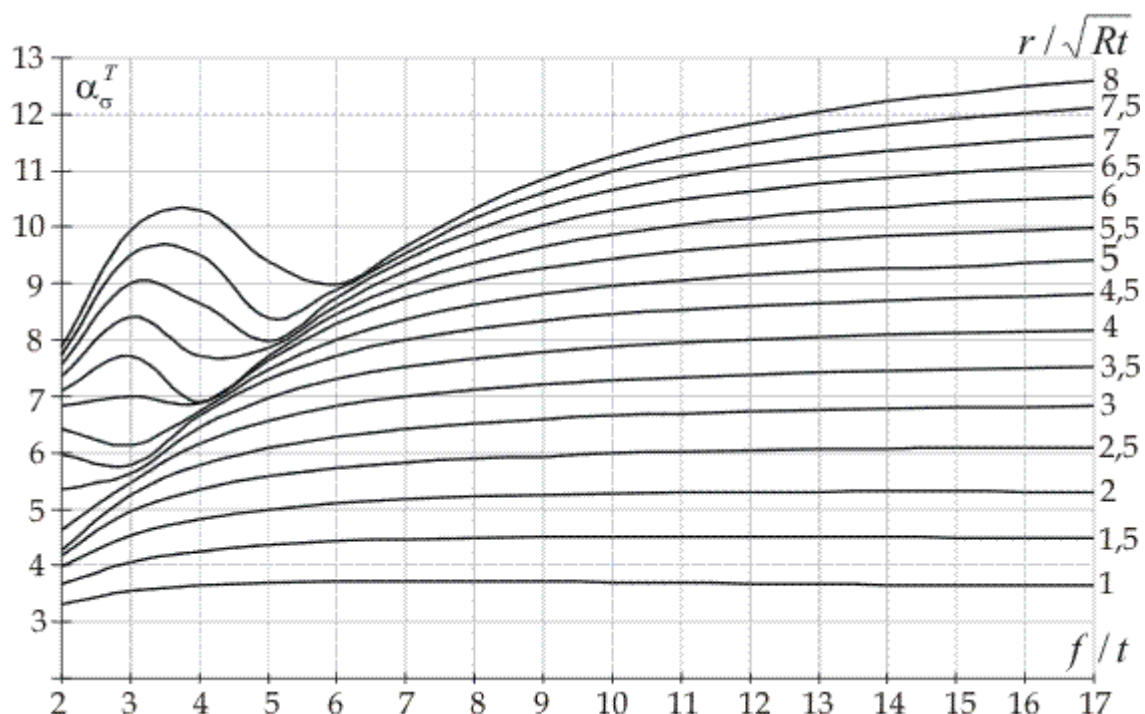


Рис. 2 Коэффициент концентрации максимальных эквивалентных по Мизесу напряжений в зоне сферических вмятин

Для моделирования действительного напряженно-деформируемого состояния резервуаров с вмятинами оказывается необходимым учет геометрической и физической нелинейности. Для аппроксимации диаграммы деформирования стали при выполнении упругопластических расчетов, использовалась степенная зависимость между истинными напряжениями σ и логарифмическими деформациями e , которая имеет вид:

$$s = s_T (e/e_T)^m \text{ при } e > e_T = s_T / E, \quad (5)$$

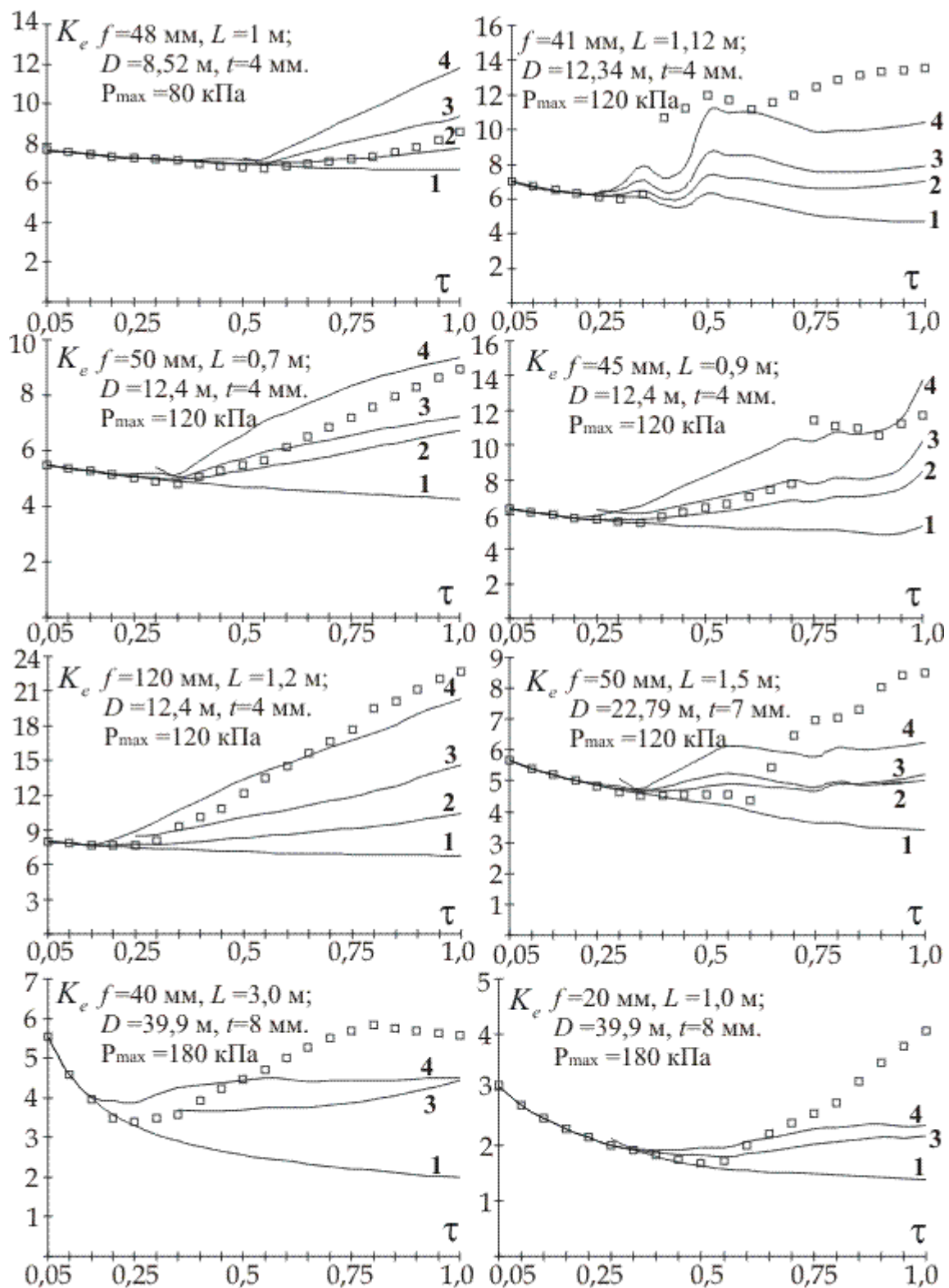
где m и s_T соответственно равны:

$$m = 0,75 \times \frac{\ln[s_B (1 + 1,4y_f / 100) / s_{0,2}]}{\ln\left[\frac{1}{0,2 \cdot 10^{-2} + s_{0,2} / E} \ln \frac{100}{100 - y_f}\right]}, \quad (6)$$

$$s_T = \left[\frac{s_{0,2}}{(0,2 \cdot 10^{-2} \cdot E + s_{0,2})^m} \right]^{1/(1-m)}. \quad (7)$$

Здесь и далее использованы общепринятые обозначения стандартных характеристик механических свойств, получаемых при испытании на растяжение: E – модуль Юнга, $s_{0,2}$ – условный предел текучести, s_B – предел прочности, y_f – сужение образца в шейке, %.

Была выполнена серия расчетов вмятин, отобранных из технических отчетов экспертных организаций НПП «СибЭРА» (г. Красноярск) и «Диасиб» (г. Новосибирск).



УСЛОВНЫЕ ОБОЗНАЧЕНИЯ

- □ расчет в ANSYS
- 1 - по гипотезе $K_e = \alpha_\sigma$
- 2 - по формуле Стоуэлла
- 3 - по формуле Махутова
- 4 - по формуле Нейбера

Рис. 3 Максимальный коэффициент концентрации деформаций по различным методикам

Исследовалась возможность использования инженерных методик количественного определения коэффициентов концентрации напряжений и деформаций за пределом

упругости. Рассматривалась гипотеза о равенстве коэффициента концентрации интенсивности деформаций K_e коэффициенту концентрации напряжений a_s , полученному без учета физической нелинейности стали, формула Стоуэлла, формула Г. Нейбера и обобщенная формула Г. Нейбера с поправочной функцией в форме Н. А. Махутова в правой части уравнения:

$$K_s K_e / a_s^2 = 1 / (a_s \bar{s}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{s}_n - 1/a_s)]}, \quad (9)$$

где K_s и K_e – соответственно коэффициенты концентрации напряжений и деформаций (в упругой стадии равные между собой); $\bar{s}_n = s_n / s_T$ – интенсивность номинальных напряжений при давлении p : $\sigma_n = pR/t$; $n = 0,5$.

Величины K_s , K_e и a_s в силу геометрической нелинейности зависят от давления p (для графиков на рис. 3 по оси абсцисс отложены значения относительного параметра нагрузки $\tau = p/P_{\max}$). Ни одна из описанных выше гипотез не дает устойчивого приближения для всех вмятин. Если при расчетах отталкиваться от теоретического коэффициента концентрации a_s^T , пренебрегая выправлением вмятин под нагрузкой, то при обычных для резервуаров уровнях нагружения приемлемую оценку дает гипотеза $K_e = a_s^T$. Для глубоких вмятин и хлопнунов значения деформаций по данному методу получаются заниженными, поэтому целесообразно пользоваться формулой Махутова - Нейбера. Оценка амплитуды условных напряжений, при этом может быть вычислена по формуле:

$$s_a = \frac{E}{2} e_{i,n} \times \max\{a_s^T; K_e\}. \quad (10)$$

где $e_{i,n} = 2(1+\mu)pR/(3Et)$ – номинальная интенсивность деформаций (μ – коэффициент Пуассона).

Коэффициент концентрации деформаций равен:

$$K_e = \frac{a_s^{T2/(1+m)} \bar{s}_n^{(1-m)/(1+m)}}{(a_s^T \bar{s}_n)^{n(1-m)[1-(\bar{s}_n - 1/a_s^T)]/(1+m)}}, \quad \text{при } \bar{s}_n \leq 1 \quad (11)$$

Для резервуаров развитие трещин нежелательно, поэтому целесообразно нормировать дефекты исходя из недопущения их появления. Расчеты на малоцикловую усталость описаны в научной и нормативной литературе [2, 3].

Оценка долговечности резервуара N до возникновения усталостной трещины определялось по уравнению:

$$\frac{s_a}{E} = \frac{1}{(4N)^{0,5} + \frac{1+r^*}{1-r^*}} \ln \frac{100}{100-y} + \frac{s_B/E}{(4N)^{m_e} + \frac{1+r}{1-r}}, \quad (12)$$

где $m_e = 0,05737 \cdot \ln(s_B/s_1)$ (s_1 – предел выносливости на базе 10^6); $\psi = \psi_f$ при $\psi_f \leq 30\%$ и $\psi = 0,5\psi_f + 15$ при $\psi_f > 30\%$; r и r^* – коэффициенты асимметрии цикла упругих и действительных деформаций.

$$r^* = \begin{cases} \frac{s_{\max} - 2s_a}{s_{\max}} = \frac{s_{\min}}{s_{\max}}, & \text{при } s_{\max} \geq |s_{\min}| \\ \frac{|s_{\min}| - 2s_a}{|s_{\min}|}, & \text{при } s_{\max} < |s_{\min}| \end{cases}, \quad (13)$$

$$r = \begin{cases} r^*, & \text{при } s_{\max} < s_{0,2}, |s_{\min}| < s_{0,2} \\ \frac{s_{0,2} - 2s_a}{s_{0,2}}, & \text{при } s_a \leq s_{0,2} \\ -1, & \text{при } s_a > s_{0,2} \end{cases}, \quad (14)$$

где S_{\min} , S_{\max} – соответственно минимальное и максимальное условное напряжение цикла (для отнулевого цикла $S_{\min}=0$, $S_{\max}=2S_a$).

Исследовался ресурс вертикальных цилиндрических резервуаров с вмятинами. Для корректного решения данного вопроса выполнено сопоставление полученных результатов с данными, описанными в литературе. Число рабочих циклов за нормативный срок службы, равный 20 годам, достигает $1 \cdot 10^3 \dots 2 \cdot 10^4$. Построена гистограмма распределения расчетного ресурса для вмятин, отобранных из статистического материала, непосредственно из которой видно, что значительная доля дефектов способна выдержать до образования усталостной трещины намного более, чем двадцать тысяч циклов (рис. 4).

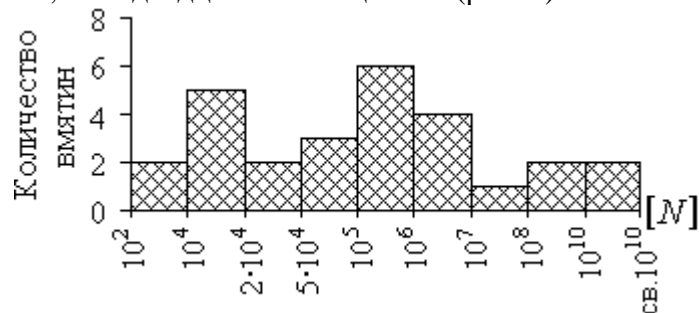


Рис. 4 Распределение расчетного ресурса для выборки из 27 вмятин с глубиной, превышающей допускаемую по [1]

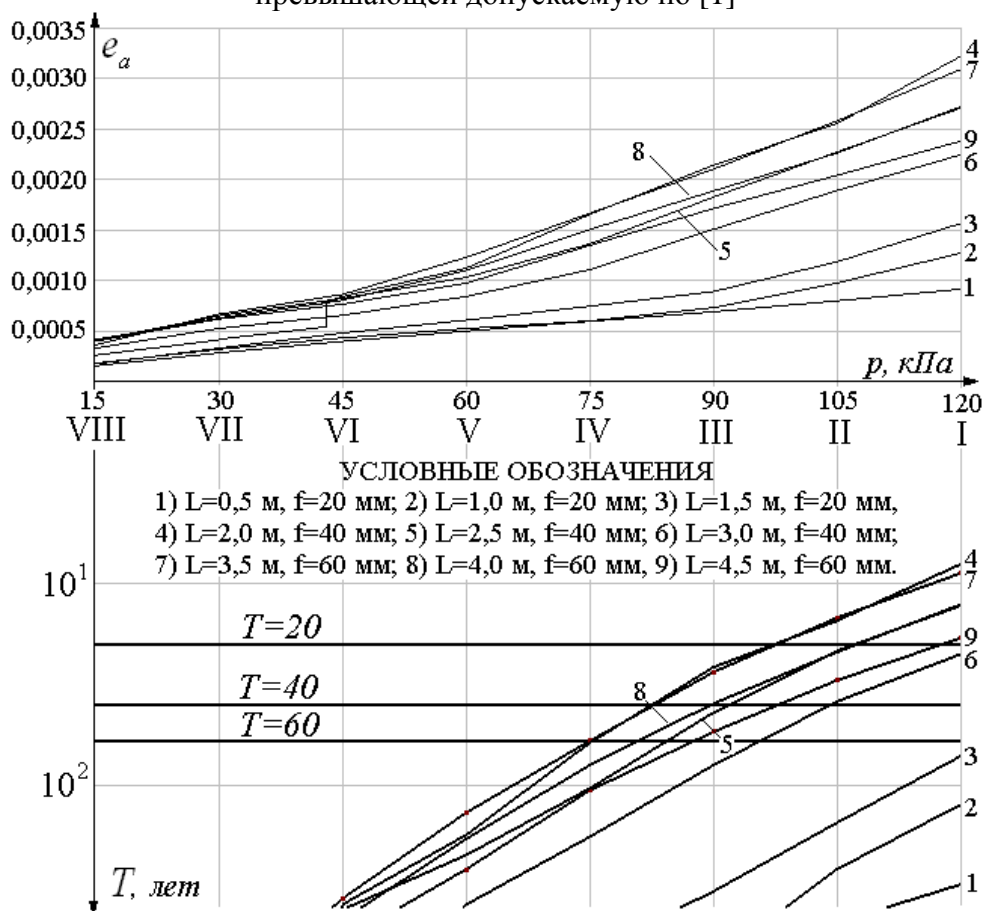


Рис. 5 Долговечность стенки резервуара объемом 5000 м^3 с вмятинами, соответствующими нормативным допускам

Для оценки ресурса, соответствующего установленным допускам, произведена серия расчетов вмятин, с граничными размерами (рис. 5). Решение данной задачи получено для типового резервуара объемом 5000 м^3 из стали 09Г2С, диаметром $D=23$ м; высотой $H=12$ м (8 поясов по 1,5 м), с толщиной стенки $t=7$ мм. На рис. 5 показаны величины амплитуд для

девяти вмятин и расчетные долговечности в годах, при максимальной циклической нагрузке 1000 год^{-1} .

Располагая инженерной методикой оценки ресурса резервуаров с вмятинами можно решить обратную задачу, т.е. дифференцировать допуски на параметры вмятин, исходя из их месторасположения, циклической нагруженности, срока эксплуатации, толщины стенки и т.д.

Таблица 1

ИСХОДНЫЕ ДАННЫЕ						
Диаметр $D=23$ м; высота $H=1,5 \times 8=12$ м; толщина стенки $t=7$ мм., сталь 09Г2С						
№ пояса	Режим нагружения	Коэффициент концентрации		Длина вмятины, м	Допуск на глубину, мм	
		$a_{s \min}^T$	$a_{s \max}^T$		f_{\min}	f_{\max}
I	Легкий (до 50 циклов в год)	7,18	17,4	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	30	>119
				3...4,5 м	<38	>119
	Средний (до 300 циклов в год)	4,78	8,89	До 1,5 м	19	>119
				1,5...3 м	<22	60
				3...4,5 м	<38	<38
	Тяжелый (до 1000 циклов в год)	3,80	6,12	До 1,5 м	<14	51
				1,5...3 м	<22	<22
				3...4,5 м	<38	<38
III	Легкий (до 50 циклов в год)	10,0	23,2	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	>119	>119
				3...4,5 м	45	>119
	Средний (до 300 циклов в год)	6,57	11,9	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	24	>119
				3...4,5 м	<38	86
	Тяжелый (до 1000 циклов в год)	5,18	8,16	До 1,5 м	25	>119
				1,5...3 м	<22	42
				3...4,5 м	<38	<38
VI	Легкий (до 50 циклов в год)	21,7	46,4	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	>119	>119
				3...4,5 м	>119	>119
	Средний (до 300 циклов в год)	13,8	23,7	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	>119	>119
				3...4,5 м	>119	>119
	Тяжелый (до 1000 циклов в год)	10,7	16,3	До 1,5 м	>119	>119
				1,5...3 м	>119	>119
				3...4,5 м	55	>119

По высоте расположения вмятины определяется расчетное давление, а затем номинальная интенсивность деформаций $e_{i,n}$. По количеству циклов нагружения в год, зависящему от режима работы нефтехранилища и заданному сроку эксплуатации находится общее число циклов нагружения $[N]$. Затем из совместного решения уравнений (10-12) определяется теоретический коэффициент концентрации напряжений a_s^T . Если при определении амплитуды условных напряжений используется формула (10), a_s^T получится заниженным; если принять $\sigma_a = E \cdot a_s^T \cdot e_{i,n} / 2$ – для a_s^T будет найдена условная верхняя

граница. Зная теоретический коэффициент концентрации по номограмме на рис. 2 или по формулам (2-4) можно определить соотношение между параметрами дефекта f/t и r/\sqrt{Rt} . Так как параметры резервуара – толщина стенки t и диаметр $D = 2 \cdot R$ заданы ранее, то неизвестными величинами, подлежащими определению, являются собственно размеры вмятины – глубина f и высота $L = 2 \cdot r$. Задав высоту можно определить допускаемую глубину и наоборот – по заданной глубине дефекта найти соответствующую ей допускаемую высоту.

В таблице 1 представлены результаты расчетов для резервуара объемом 5000 м³ изготовленного из стали 09Г2С (в затемненных ячейках приведены допуски, превышающие условный порог $17 \cdot t = 119$ мм).

Определенные затруднения при расчетах вызывает тот факт, что формулы (2-4) для a_s^T могут быть использованы при ограничениях $2 \leq f/t \leq 17$, $1 \leq r/\sqrt{Rt} \leq 8$, $f/t > 0,833 \cdot (r/\sqrt{Rt}) - 1,25$. Из номограммы на рис. 2 следует, что при фиксированном r/\sqrt{Rt} незначительная вариация a_s в большую сторону влечет резкое увеличение f/t . Поэтому в некоторых случаях по интервальной оценке $a_{s_{\min}}^T \dots a_{s_{\max}}^T$ нельзя оценить допускаемую глубину дефекта, т.к. при $a_{s_{\min}}^T$ оказывается $f/t \leq 0,833 \cdot (r/\sqrt{Rt}) - 1,25$, а при $a_{s_{\max}}^T - f/t > 17$.

Из табл. 2 следует, что для вмятин, нижняя граница которых расположена выше VI пояса допуск на глубину более чем в два раза превосходит установленный в [2].

Таким образом, предложенная методика, хотя и не ставит точку в вопросе о нормировании вмятин, но, тем не менее, позволяет увеличить допуски и в ряде случаев обосновать продление ресурса без проведения ремонта стенок резервуаров. Резервы совершенствования лежат в получении более точных зависимостей для коэффициентов концентрации, учитывающих выправление вмятин под давлением.

ЛИТЕРАТУРА

1. РД-08-95-95 Положение о системе технического диагностирования сварных вертикальных цилиндрических резервуаров для нефти и нефтепродуктов. – М., 1995 – 35 с.
2. Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок (ПНАЭ Г-7-002-86) / Госатомэнергонадзор СССР. – М.: Энергоатомиздат, 1989. – 525 с.
3. Когаев В. П., Махутов Н. А., Гусенков А. П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность: Справочник – М.: Машиностроение, 1985. – 224 с., ил.