



СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ МЕТОДА ОЦЕНКИ РИСКА РАЗРУШЕНИЯ В ЗОНЕ УТОНЕНИЙ СТЕНКИ МАГИСТРАЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

Академик НАН Украины **В. И. МАХНЕНКО**, **Е. А. ВЕЛИКОИВАНЕНКО**, канд. физ.-мат. наук,
Г. Ф. РОЗЫНКА, **Н. И. ПИВТОРАК**, инженеры (Ин-т электросварки им. Е. О. Патона НАН Украины)

Показано, что использование математических моделей, основанных на отказе от таких допущений, как прямые нормали и плоское напряженное состояние, при деформировании зоны утонения стенки трубопроводов и наличии одной локальной критической точки с экстремальными (детерминированными) условиями разрушения позволяет выявить влияние на предельное давление особенностей внутреннего либо внешнего дефекта, а также поведение материала в интервале деформирования от начала пластического течения до разрушения.

Ключевые слова: сварные трубопроводы, утонение стенки, риск разрушения, совершенствование метода оценки, вероятность разрушения, параметры закона Вейбулла, предельное давление, наружный (внутренний) дефект утонения

Многочисленные экспериментальные испытания и обработка аварийных разрушений современных магистральных газопроводов показывают, что разрушение металла в зоне различных утонений стенки в условиях интенсивного двухосного нагружения происходит при относительно невысоких пластических деформациях в этом участке (до 2,5...3,0%). При таких деформациях основным механизмом разрушения является отрыв под действием соответствующих нормальных напряжений в очаге разрушения. Такая концепция разрушения используется и в рекомендациях [1], где для трубопроводов в зоне утонения в качестве критерия предельного состояния используется допустимая минимальная толщина δ_{\min} стенки трубы в зоне утонения с исходными габаритными размерами s_0 вдоль образующей трубы и c_0 вдоль окружности, определяемая в виде

$$\delta_{\min} \leq [\delta] R_j(s_0, c_0, D, [\delta]), \quad (j = s, c), \quad (1)$$

где $[\delta]$ — расчетная допускаемая толщина трубы в данном месте в отсутствие утонения; R_j — величина, зависящая от $[\delta]$, s_0 , c_0 и диаметра трубы D [1] ($0,2 \leq R_j < 1,0$).

Эти рекомендации [1] достаточно хорошо апробированы экспериментально и признаются в качестве приближенного достаточно консервативного подхода оценки допустимости дефектов утонения. При этом за пределами рассмотрения остаются такие факторы, как наружный либо внутренний дефект утонения, геометрия дефекта в пределах габаритных размеров s_0 , c_0 . $(\delta - \delta_{\min}) =$

$= a$, свойства материала в виде сопротивления деформированию на участке выше предела текучести и до разрушения отрывом при критических деформациях порядка 2,5...3,0%, что примерно на порядок выше таковых за пределами утонения, при которых определяется величина $[\delta]$ на стадии проектирования трубопровода.

При практических оценках риска разрушения очень часто возникает вопрос стохастичности целого ряда геометрических данных относительно утонений, а также механических свойств материала в зоне утонения после длительного срока эксплуатации.

Задачей данной работы являлась разработка расчетных алгоритмов, с помощью которых при разумных затратах можно получать ответы на перечисленные вопросы при исследовании поведения под нагрузкой различных локальных утонений на трубопроводах.

При этом необходимо было выбрать модель деформирования стенки трубы, не связывая ее с основными гипотезами тонкостенных оболочек (прямые нормали и плоское напряженное состояние), а также модель разрушения материала при относительно невысоких деформациях, когда стохастичность зарождения разрушения не успевает забыться за счет развитого пластического течения.

Модель деформирования основана на трехмерном математическом описании в цилиндрической системе координат r, z, β деформирования участка стенки трубопровода (рис. 1), вырезанного координатными плоскостями $z = \text{const}$, $\beta = \text{const}$ с внутренним либо наружным дефектом, поверхность которого задана уравнением

$$r = \frac{D}{2} - f(\beta, z). \quad (2)$$



На граничных плоскостях (рис. 1) и поверхности дефекта заданы граничные условия, соответствующие таковым для целой трубы без учета утонения, что вполне приемлемо при достаточно локальных габаритных размерах утонения s_0 и c_0 .

Внутри области V , ограниченной указанными граничными плоскостями и поверхностью дефекта, имеют место классические соотношения между компонентами тензора деформаций ε_{ij} и вектором перемещений U_i в рамках теории малых упругопластических деформаций [2], т. е.

$$\begin{aligned} \varepsilon_{rr} &= \frac{\partial U_r}{\partial r}, \quad \varepsilon_{\beta\beta} = \frac{U_r}{r} + \frac{\partial U_\beta}{r\partial\beta}, \quad \varepsilon_{zz} = \frac{\partial U_z}{\partial z}, \\ 2\varepsilon_{r\beta} &= \frac{1}{r} \frac{\partial U_r}{\partial\beta} + r \frac{\partial}{\partial r} \left(\frac{U_\beta}{r} \right), \quad 2\varepsilon_{z\beta} = \frac{\partial U_\beta}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{r\partial\beta}, \\ 2\varepsilon_{rz} &= \frac{\partial U_r}{\partial z} + \frac{\partial U_z}{\partial r}. \end{aligned} \quad (3)$$

Соотношения (3) сохраняются и для компонентов тензора приращений деформаций $\Delta\varepsilon_{ij}$ и вектора приращений перемещений ΔU_i , используемых при пластическом деформировании в рамках теории упругопластического течения.

Компоненты тензора напряжений σ_{ij} внутри области V удовлетворяют уравнениям равновесия, т. е.

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial r}(r\sigma_{rr}) + \frac{1}{r} \frac{\partial\sigma_{r\beta}}{\partial\beta} + \frac{\partial\sigma_{rz}}{\partial z} &= \sigma_{\beta\beta}, \\ \frac{\partial}{\partial r}(r\sigma_{r\beta}) + \frac{1}{r} \frac{\partial\sigma_{\beta\beta}}{\partial\beta} + \frac{\partial\sigma_{\beta z}}{\partial z} &= 0, \\ \frac{\partial}{\partial r}(r\sigma_{rz}) + \frac{1}{r} \frac{\partial\sigma_{z\beta}}{\partial\beta} + \frac{\partial\sigma_{zz}}{\partial z} &= 0. \end{aligned} \quad (4)$$

Связь между тензором напряжений и приращением перемещений в рамках теории упругопластического течения представляется в виде

$$d\varepsilon_{ij} = d \left[\left(\frac{\sigma_{ij} - \sigma}{2G} \right) + K\sigma \right] + d\lambda(\sigma_{ij} - \sigma), \quad (i, j = r, z, \beta), \quad (5)$$

где $d\lambda$ — скалярная функция координат, которая определяется условием текучести Мизеса с изотропным упрочнением, т. е.

$$\begin{aligned} d\lambda &= 0, \text{ если } f = \sigma_{\text{эКВ}}^2 - \sigma_s^2(\omega) < 0, \\ &\text{либо } f = 0, \text{ но } df < 0, \\ d\lambda &> 0, \text{ если } f = 0 \text{ и } df > 0. \end{aligned} \quad (6)$$

Состояние $f > 0$ недопустимо.

Здесь $\sigma = 1/3(\sigma_{rr} + \sigma_{\beta\beta} + \sigma_{zz})$; $\sigma_{\text{эКВ}}$ — эквивалентное напряжение для тензора σ_{ij} ; $\sigma_s(\omega)$ — деформирующие напряжения для данного матери-

ала в зависимости от параметра деформационного упрочнения ω ; $\omega = \int d\varepsilon_{\text{эКВ}}^p$ — параметр Одквиста; $d\varepsilon_{\text{эКВ}}^p$ — приращение эквивалентной пластической деформации для тензора ε_{ij}^p

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda(\sigma_{ij} - \sigma). \quad (7)$$

Для реализации модели (2)–(4) в работе используется метод последовательного прослеживания нагружения объема V возрастающей внешней нагрузкой (например, внутренним давлением \bar{P}). На каждом шаге прослеживания учет условия текучести (6) проводится итерационным путем [3].

Модель разрушения основана на идее вероятного разрушения отрывом в зоне утонения (объеме V), когда максимальные главные напряжения σ_1 в этом объеме удовлетворяют условию

$$p = 1 - \exp \left[- \int_V \left(\frac{\sigma_1 - A}{B} \right)^\eta \frac{dV}{V_0} \right], \quad \sigma_1 > A. \quad (8)$$

Интегрирование проводится только по элементарным объемам ΔV , для которых $\sigma_1 > A$; A, B, η — параметры трехпараметрического закона распределения Вейбулла; V_0 — структурный параметр данной стали, при хрупком разрушении в вершине трещины $V_0^{\text{хр}} \sim (0,05 \text{ мм})^3$, при вязком $\sim h^3$, где h — характерный размер конечных элементов, обеспечивающих достаточно точное численное решение для σ_1 по модели деформирования в зоне утонения (2)–(7). Иными словами, величину V_0 можно принимать равной ΔV в разбивке объема V (рис. 1) на конечные элементы. Остальные параметры в модели (8) определяются сопоставлением расчета по моделям (2)–(7) с соответствующими экспериментальными данными. Наши исследования показывают, что в качестве

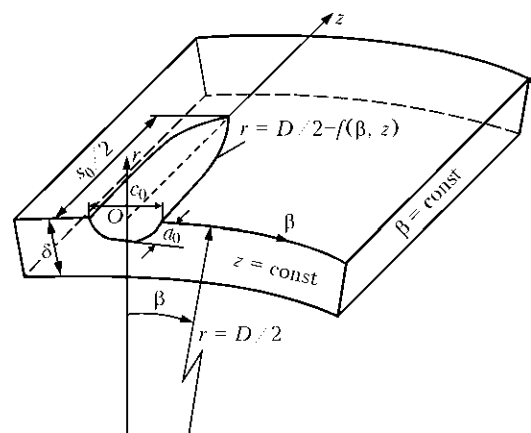


Рис. 1. Схема участка стенки трубопровода (область V), вырезанного координатными плоскостями $z = \text{const}$ и $\beta = \text{const}$ и дефекта утонения с габаритными размерами a, s_0, c_0

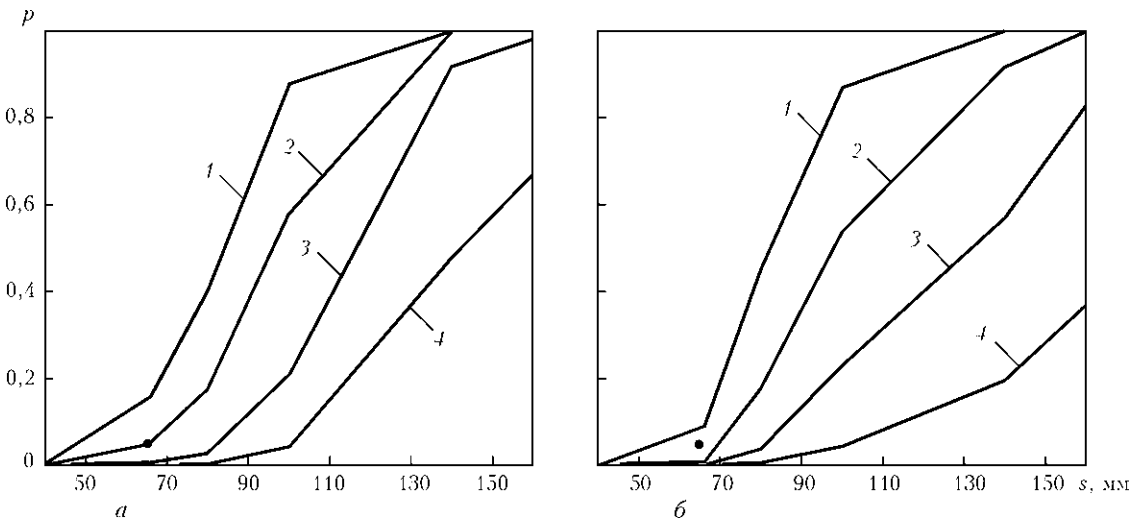


Рис. 2. Вероятность разрушения в зоне дефекта (утонения стенки) $a = 14$ мм, $c = 40$ мм в зависимости от s и \bar{P} для наружного (а) и внутреннего (б) дефекта в трубе 1420×20 мм при $\sigma_T = 440$ МПа, $A = 500$ МПа, $B = 420$ МПа (● — экспериментальные данные): 1 — $\bar{P} = 10$; 2 — 9; 3 — 8; 4 — 7 МПа

первого приближения можно использовать рекомендации работы [1], основанные на многочисленных экспериментах, т. е. выражение (1), полагая, что при этом вероятность разрушения p не превышает 0,05.

Определенные упрощения можно сделать и в модели разрушения (8), учитывая наличие экстремальных плоскостей $\beta = \text{const}$ и $z = \text{const}$, в которых нормальные напряжения $\sigma_{\beta\beta}$ либо σ_{zz} близки к σ_1 и в качестве объема интегрирования в (8) можно принимать слой, соответствующий $\beta = \text{const}$, толщиной $\Delta\beta R$, либо $z = \text{const}$ толщиной Δz . С учетом такого рассмотрения на основе соответствующих экспериментальных данных, например [1], руководствуясь принципом наибольшего правдоподобия (минимизации невязки по вероятности p) при вариации размеров утонения (s_0, δ_{\min}) при заданных геометрических размерах и механических свойствах материала трубопровода

определяются параметры A, B, η . Результаты такого подхода показывают, что достаточно хорошие результаты получаются при $\eta = 4,0$; $A = \frac{\sigma_B + \sigma_T}{2}$ (σ_B, σ_T — соответственно временное сопротивление и предел текучести материала в зоне утонения).

Величина B при указанных выше рекомендациях относительно V_0 легко может быть уточнена на основе модели (8). В итоге, имея для конкретной стали данные относительно A, B, η , размеров утонения различной формы, для различных геометрических параметров трубопровода и внутреннего давления \bar{P} на основе моделей (2)–(8) можно рассчитывать вероятность разрушения.

На рис. 2, 3 приведены результаты для трубопровода $D \times \delta = 1420 \times 20$ мм из стали 17Г1С при наличии поверхностного дефекта утонения

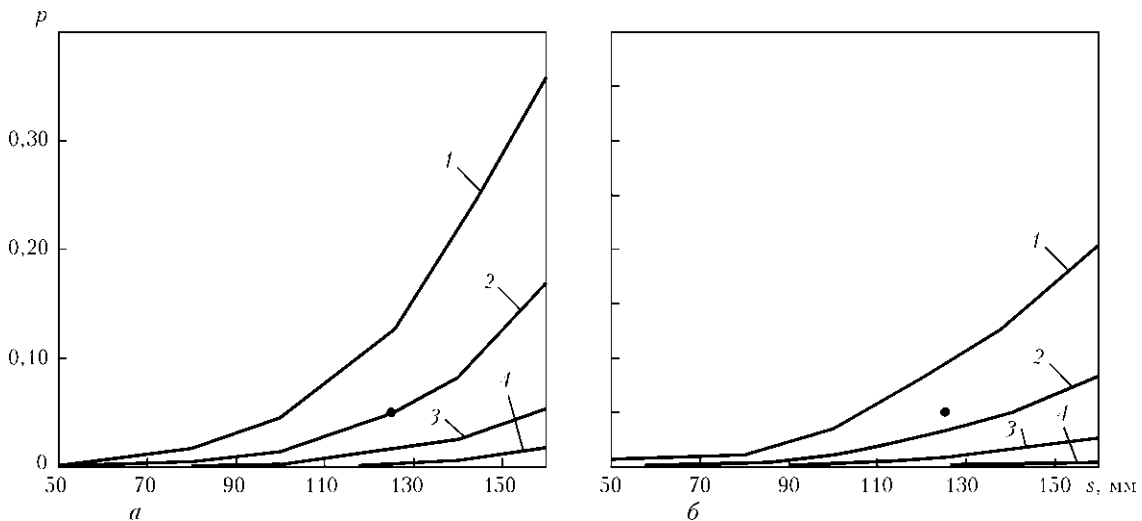


Рис. 3. Вероятность разрушения в зоне дефекта (утонения стенки) $a = 10$ мм, $B = 830$ МПа в зависимости от величин s и \bar{P} для наружного (а) и внутреннего (б) его расположения (остальные обозначения те же, что и на рис. 2)

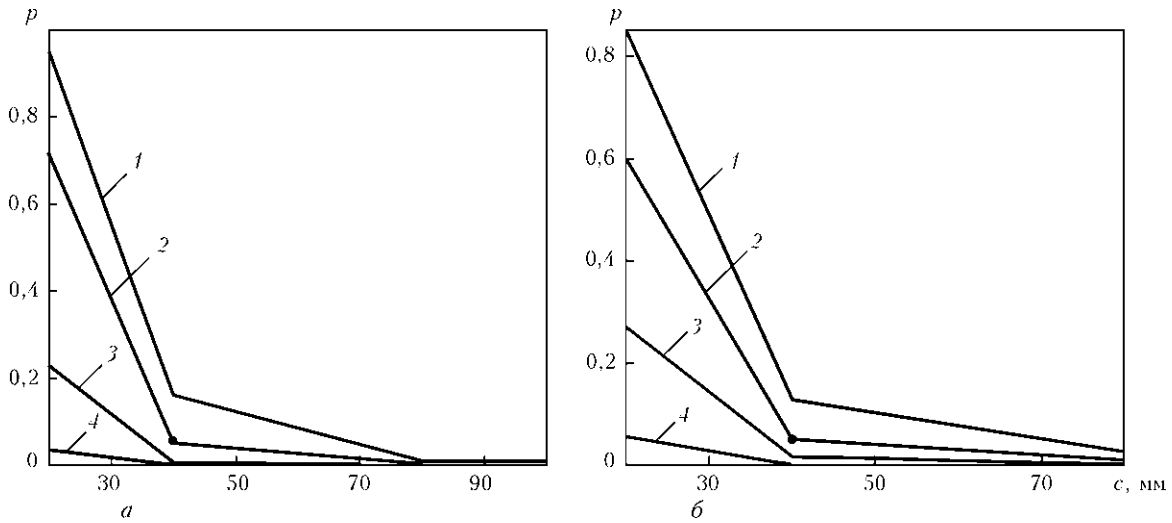


Рис. 4. Влияние ширины дефекта c на вероятность разрушения p в трубе 1420×20 мм, $\sigma_T = 440$ МПа для различных \bar{P} и постоянных $s = 66$ мм при глубине дефекта: a — $a = 14$ мм, $B = 420$ МПа; b — $a = 10$ мм, $B = 830$ МПа; 1 — $\bar{P} = 10$; 2 — 9; 3 — 8; 4 — 7 МПа

стенки, форма поверхности которого описывается в зависимости от координат z, r, β следующим уравнением второго порядка:

$$\left(\frac{R_q - r}{a}\right)^2 + \left(\frac{2z}{s_0}\right)^2 + \left(\frac{D\beta}{c_0}\right)^2 = 1, \quad (9)$$

где $R_q = D/2$ для наружного и $R_q = (D - 2\delta)/2$ для внутреннего дефекта; a, s_0, c_0 — габаритные размеры дефекта, имеющего плоскости симметрии $z = 0$ и $\beta = 0$.

Из данных на рис. 2, 3 обращает внимание различная несущая способность наружного и внутреннего дефекта утонения противостоять внутреннему давлению, а также существенное влияние глубины дефекта (величины a).

Как видно из рис. 2, 3, наружный дефект отличается более низкой сопротивляемостью внутреннему давлению, чем внутренний. Однако это различие велико в зоне высоких вероятностей разрушения ($p > 0,1$), что для практики не очень интересно. Поэтому отсутствие дифференциации в работе [1] дефектов утонения на внутренний либо наружный, опираясь на данные для наружного дефекта утонения в стенках трубопроводов, является достаточно оправданным. Тем не менее об этом факте следует помнить.

Данные на рис. 3 для более мелких дефектов ($a = 10$ мм) по сравнению с данными на рис. 2 для глубоких дефектов ($a = 14$ мм) характеризуются меньшей стесненностью деформирования, более низкими напряжениями и соответственно меньшими вероятностями отказа, что определяется не только более низкими напряжениями, но

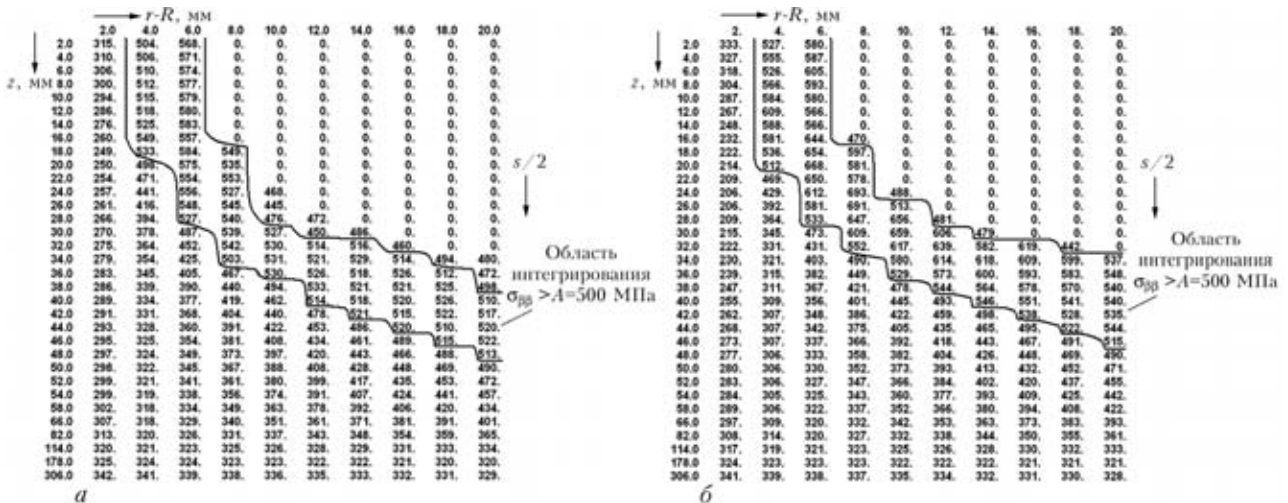


Рис. 5. Распределение окружных напряжений $\sigma_{\beta\beta}$ в плоскости симметрии $\beta = \beta_{кр}$ при $\bar{P}_{пред} = 10$ МПа, $\sigma_T = 440$ МПа, $a = 14$ мм, $s = 66$ мм, $c = 40$ (а) и 20 мм (б)



и величиной B при постоянных $A = 500$ МПа и $\eta = 4,0$. Так, на основе указанного выше выбора, опирающегося на данные рекомендации [1], для $a = 14$ мм на рис. 2 $B = 420$ МПа, а для $a = 10$ мм $B = 830$ МПа.

Определенный интерес представляют данные, приведенные на рис. 4, 5, иллюстрирующие влияние размера c для глубокого утонения $a = 14$ мм при постоянной величине $s = 66$ мм на вероятность разрушения по используемой модели. Эти данные относительно малого влияния величины c дефекта утонения при достаточно больших s и c на сопротивляемость разрушению хорошо согласуются с опытными данными работы [1] и других исследователей. Новым по сравнению с этим положением являются данные типа приведенных на рис. 4 при $c < 20$ мм (сопоставимых с толщиной стенки трубы). В этом случае канавочный дефект утонения приближается к трещине и соответственно возрастает концентрация напряжений, что отражается на значении вероятности отказа.

При оценке несущей способности дефектов утонения важно как распределяется нагрузка в металле при пластическом деформировании, приводящем к снижению концентрации напряжений.

На рис. 6, а приведены данные относительно влияния отношения σ_B/σ_T при постоянном значении $1/2(\sigma_B + \sigma_T) = A = 500$ МПа на предельное

давление $\bar{P}_{пред}$ в рассматриваемой трубе $D \times \delta = 1420 \times 20$ мм при вероятности разрушения $p = 0,05$ и наличии дефекта утонения глубиной $a = 10$ мм, вытянутого вдоль оси $s = 140$ мм и вдоль окружности $c = 40$ мм.

В зависимости от параметра упрочнения Одквиста ω (6) использовали степенной закон упрочнения материала при деформировании

$$\sigma_s^{(\omega)} = \sigma_T \left(1 + \frac{\omega}{\epsilon_0} \right)^m, \text{ где } \epsilon_0 = \frac{\sigma_T}{E}, m = 0,14.$$

Отношение σ_B/σ_T менялось в пределах, когда $\sigma_T = 350...440$ МПа при $A = 500$ МПа. Для трубных сталей такой широкий диапазон изменения σ_B/σ_T является малореальным, однако позволяет более рельефно демонстрировать условия деформирования материала за пределами упругости на предельное состояние в зоне дефекта утонения.

Видно, что с увеличением отношения σ_B/σ_T при постоянных $A = 1/2(\sigma_B + \sigma_T)$ предельное давление $\bar{P}_{пред}$ возрастает. Этот эффект объясняется характером перераспределения нагрузки в зоне дефекта в зависимости от уровня предела текучести материала σ_T . Чем ниже значение σ_T , тем более равномерно распределяется нагрузка

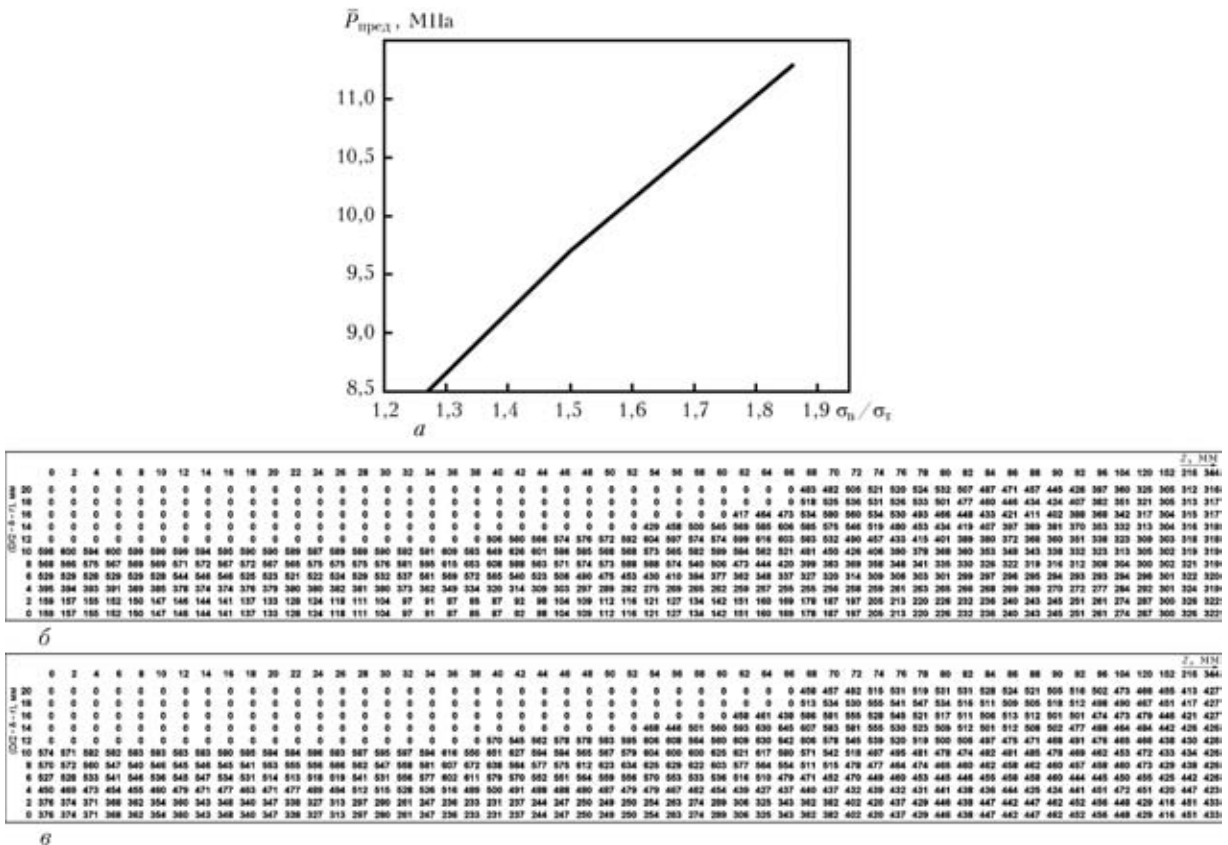


Рис. 6. Влияние отношения σ_B/σ_T на значение предельного давления $\bar{P}_{пред}$ для трубы 1420×20 мм при наружном дефекте утонения $a \times s \times c = 10 \times 140 \times 40$ мм, $B = 830$ МПа и $A = 500$ МПа (а) и распределение напряжений $\sigma_{\beta\beta}$ в сечении $\beta = 0$ в зоне дефекта $10 \times 140 \times 40$ мм, $P_{пред} = 8,5$ МПа, $\sigma_T = 440$ МПа (б); $P_{пред} = 11,5$ МПа, $\sigma_T = 350$ МПа (в)



ния в зоне дефекта при нагрузке, что в итоге приводит к снижению вероятности p . На рис. 6, б, в приведены расчетные данные, подтверждающие отмеченное выше.

Выводы

1. При расчетной оценке риска разрушения в зоне дефектов утонения современных магистральных газо- и нефтепроводов заслуживает внимания использование более общих подходов в описании как деформирования, так и разрушения, основанных на отказе от таких допущений, как прямые нормали и плоское напряженное состояние при деформировании зоны утонения и наличии одной локальной критической точки с экстремальными

(детерминированными) условиями разрушения [1].

2. Предложенный метод расчета, свободный от указанных выше допущений, позволил выявить влияние, обусловленное особенностями внутреннего либо внешнего дефекта утонения, а также с поведением материала в интервале деформирования от начала пластического течения до разрушения.

1. *Fitness-for-service*. American Petroleum Institute. Recommended Practice. — 2000. — 625 p.
2. *Прочность, устойчивость, колебания*: Справочник в 3 т. — Т. 1. / Под общ. ред. И. А. Биргера, Я.Г. Пановко. — М.: Машиностроение, 1968. — 831 с.
3. *Махненко В. И.* Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. — Киев: Наук. думка, 1976. — 318 с.

It is shown that application of mathematical models based on elimination of such assumptions as direct normals and plane stressed state at deformation of the thinning zone and presence of one local critical point with extreme (determinate) fracture conditions, allows revealing the influence of the features of inner or outer defect on limit pressure, as well as material behaviour in the deformation range from the start of plastic flow to fracture.

Поступила в редакцию 05.10.2009

Вышел в свет очередной выпуск журнала **Weld+vision № 23** (ноябрь 2009 г.) на русском языке (издатель — «Фрониус Украина»)

Содержание

От редактора

Множество контактов формируют нашу повседневную жизнь — от биологии до технологии

Научно-исследовательские и опытно-конструкторские работы

Компетентность в проектировании TransSteel

Предлагаем СМТ с улучшенными характеристиками

Автономная сварка — революция в техническом обслуживании

Экономный способ обучения сварке

Кратко и по существу

Новости от «Fronius»

Практические примеры

СМТ исключает 24-часовое ожидание

Сварочные системы фирмы «Fronius» на швейцарской

фирме-производителе грузовых вагонов

О фирме

Случайные контакты помогают войти в мир новых технологий

Информация для путешественников

Милтон Кейнс — образец пригорода Лондона



Бесплатную подписку можно оформить
в редакции журнала «Автоматическая сварка»