

Анализ методом линий скольжения вязкой прочности сварного соединения с подрезом прямошовных труб большого диаметра

В. Л. Дильман, А. А. Остсемин

Южно-Уральский государственный университет, Челябинск, Россия

Исследовано напряженное состояние неоднородного сварного соединения с прослойкой из более прочного материала под действием растягивающей нагрузки. Предполагается, что на контактной границе имеет место трещиноподобный поверхностный дефект. Получены аналитические выражения величины разрушающего усилия в зависимости от механической неоднородности соединения, толщины прослойки и глубины дефекта. Установлено, при какой максимальной глубине соединение нечувствительно к дефекту. Теоретические результаты являются новыми и согласуются с экспериментальными данными, полученными при исследовании образцов, вырезанных из трубы из стали 14ХГС.

Ключевые слова: соединение с прослойкой, растягивающая нагрузка, поверхностный дефект.

Существенное влияние на работоспособность трубопроводов оказывают [1] дефекты заводской сварки (подрезы, непровары, несплавления, цепочки пор, холодные и горячие трещины), а также возникшие в процессе строительства (царапины, риски, прожоги) и эксплуатации (коррозионные каверны и трещины вследствие усталости и старения металла труб).

Одной из характерных особенностей сварного соединения прямошовной трубы большого диаметра является то, что основной металл и металл шва имеют примерно одинаковую прочность в отличие от более прочных прослоек в зонах термического влияния – так называемые подкальывающие участки. Подобное распределение прочности нередко встречается в магистральных трубопроводах, обладающих пониженной трещиностойкостью. На рис. 1 показано распределение твердости по сечению сварного шва трубы нефтепровода Усть-Балык–Омск (УБО) $\varnothing 1020 \times 11$ мм из стали 14ХГС.

Распределение прочности по сечению сварного шва, в случае когда зона термического влияния содержит разупрочненный участок в виде “мягкой” прослойки, может быть исследовано на основе полученных ранее [2] результатов.

Несущая способность сварного соединения определяется рядом факторов, к наиболее важным из которых относятся относительная глубина l/t и положение дефекта относительно линии сплавления (границы твердой и мягкой среды), относительная толщина более прочного (БП) участка $\chi = h/t$ и механическая неоднородность сварного соединения $K = k^T/k^M$ (t – толщина трубы; l – глубина поверхностного дефекта; h – толщина более прочного участка).

В данной работе рассматривается соединение, моделирующее продольный сварной шов прямошовной трубы большого диаметра с более прочными участками в зонах термического влияния (рис. 1). Прочность шва и основного металла предполагается одинаковой, металлы – однородными и

изотропными. Контактные поверхности между металлом шва и более прочным участком, а также между основным металлом и более прочным участком считаются плоскими и ортогональными к свободным поверхностям. Соединение находится под действием растягивающей нагрузки в условиях плоской деформации. На границе основного металла и более прочного участка либо металла шва и более прочного участка предполагается наличие подреза (трещиноподобного дефекта), который моделируется как разрез, ортогональный к свободной поверхности, с расстоянием между берегами, равным нулю.

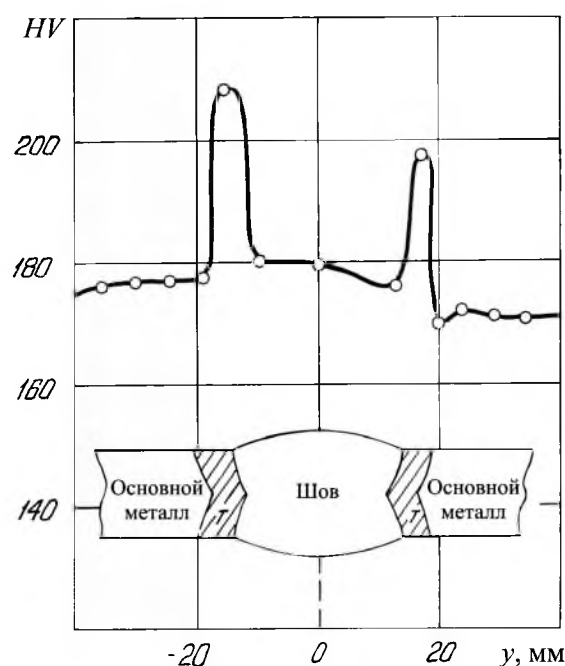


Рис. 1. Распределение твердости по сечению сварного шва (значения усреднены по данным двух образцов).

Параметр пластичности, характеризующий стадию пластического течения, обозначим через k^T для прослойки и через k^M для основного металла и металла шва. При исследовании на прочность представляет интерес стадия развития пластической деформации, при которой происходит потеря общей стабильности пластического деформирования в результате исчерпания способности к упрочнению материала соединения. Различие в механических свойствах более прочного участка и остальной части соединения отражает коэффициент механической неоднородности $K = k^T/k^M$. Относительно сварных соединений труб большого диаметра наиболее важным является случай малой механической неоднородности, когда $K = 1,05...1,5$. В указанном выше примере заводского продольного шва трубы нефтепровода УБО (рис. 1) коэффициент механической неоднородности $K = 1,16...1,18$. В работе [3] для продольного шва прямошовной трубы $\varnothing 1220 \times 12$ мм производства Челябинского трубопрокатного завода (основной металл – сталь 17Г1С,

сварной шов – проволока Св08ХМ) приведена величина $K = 1,087$. Более прочный участок сварного соединения прямошовной трубы большого диаметра в результате малой механической неоднородности и ослабляющего влияния дефекта подвергается пластической деформации вместе с участками менее прочного (МП) основного металла, примыкающими к пластической зоне этого участка (рис. 2). Общая потеря устойчивости пластической деформации металла более прочного участка происходит при постоянных или невозрастающих нагрузках [4], что позволяет при исследовании напряженного состояния считать материалы соединения идеально упруго-пластическими и в качестве параметров k^T и k^M использовать не предел текучести, а постоянные, характеризующие момент потери пластической стабильности: $k^T = \beta^T \sigma_B^T$; $k^M = \beta^M \sigma_B^M$, где σ_B^T и σ_B^M – предел прочности металла прослойки и основного металла; β^T и β^M – безразмерные коэффициенты, зависящие от параметра двухосности нагружения стенки трубы и показателя упрочнения материалов. Исследование состояния пластической неустойчивости в стенке трубопровода и зависимости коэффициента β от момента наступления этого состояния проведено ранее [5].

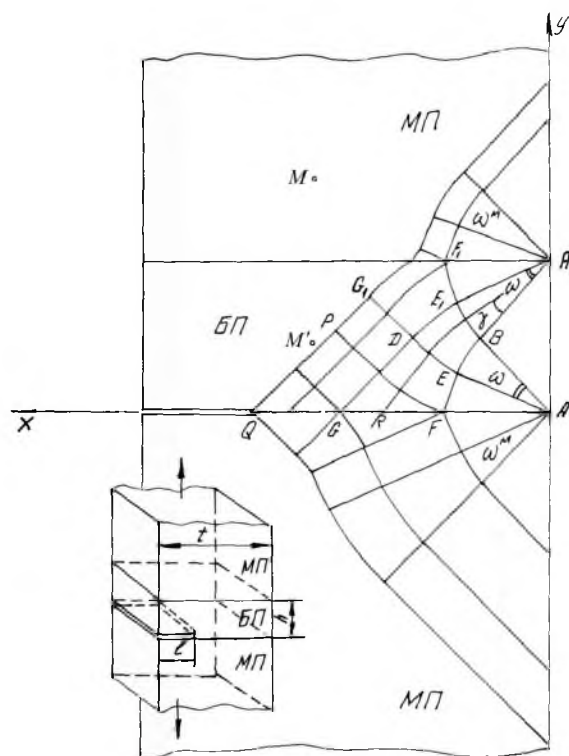


Рис. 2. Поле линий скольжения сварного соединения типа МП–БП–МП с наружным разрезом по поверхности сплавления.

Перечисленные предположения и допущения позволяют компоненты тензора напряжений определять по методу линий скольжения [6]. На напряженное состояние более прочного участка заметное влияние оказывает его

относительная толщина χ . В частности, от относительной толщины участка зависит поле линий скольжения; если участок имеет вид толстой прослойки, для которой $\chi \geq 2K(K+1)^{-1}$, то такое влияние отсутствует, и можно полагать $\chi = \infty$ (этот случай подробно изучен в [3]). Нами исследуются более тонкие прослойки, что соответствует встречающимся на практике случаям (рис. 1).

Рассмотрим поле линий скольжения [6] сварного соединения с наружным дефектом (рис. 2). Треугольники ABA_1 , AEF , AE_1F_1 и трапеция QG_1DG – области однородного напряженного состояния более прочного участка. Точки выхода контактных плоскостей на свободные поверхности A и A_1 являются особыми, в них напряжения терпят разрыв. Как было замечено [3], при постоянстве коэффициента механической неоднородности K вдоль контактной поверхности необходимо наличие вееро-центрированных полей с вершинами в точках A и A_1 в более и менее прочной частях соединения. Вееро-центрированные поля AEB и A_1E_1B имеют центральные углы ω^T ; в менее прочной части соединения углы вееро-центрированных полей с вершинами в точках A и A_1 обозначены через ω^M . В криволинейном четырехугольнике BE_1DE касательные напряжения τ_{xy} , вычисляемые по сечению слоя, параллельному контактной поверхности (на рис. 2 по любой прямой, параллельной AQ), достигают максимума. Вблизи этих значений, т.е. внутри четырехугольника BE_1DE , не допуская существенной ошибки, можно аппроксимировать касательные напряжения в направлении оси X постоянными. Иными словами, считать, что функции τ_{xy} не зависят на этих участках от x . Тогда в данном четырехугольнике реализуется (приближенно) прандтлевское [7] напряженное состояние, а линии скольжения, пересекающие его, являются (приближенно) циклоидами.

В областях $GDEF$ и $G_1F_1E_1D$ одно из семейств линий скольжения состоит из прямых. В целом процесс построения поля линий скольжения на участке A_1F_1PFA (рис. 2) аналогичен таковому при исследовании жесткопластического течения полосы между параллельными шероховатыми плитами с силой трения, меньшей предела текучести при сдвиге [6]. Построение полей в менее прочных участках соединения, стыкующихся на контактных границах с полем более прочного участка, описано ранее [3]. Заметим, что если точку раздела течения поместить на отрезке AQ , но не в точке Q , то предельное усилие увеличится [8], так как в окрестности разреза поле линий скольжения будет совпадать с полем, представленным в [8] на рис. 105. Поскольку поле линий скольжения приводит к верхней границе предельной нагрузки независимо от расположения точки раздела течения на отрезке AQ , в соответствии с критерием [8] ее можно выбрать в вершине разреза Q . Более того, в последнем случае напряжения можно переносить с пластических на жесткие участки соединения.

Действительно, если для вычисления σ_x , σ_y и τ_{xy} в некоторой точке M жесткого участка проецировать эту точку в точку M' на границу пластической области параллельно свободной поверхности и принять в качестве значений компонент напряжений в точке M их значения в точке M' (если точка M' попадает на разрез, следует в точке M положить

$\sigma_x = 0, \sigma_y = 0, \sigma_z = 0$), то, очевидно, уравнения равновесия и неравенство пластичности выполняются во всех точках соединения. Поэтому [8] построенное решение является полным, полученное ниже значение предельной нагрузки – точным (в пределах указанных ниже погрешностей вычислений).

Исследуем напряженное состояние прослойки, определяемое полем линий скольжения описанного вида. Используя известные [6] свойства линий скольжения, аналогично [3] получаем (рис. 2):

$$\frac{\sigma_y(x)}{k} = \begin{cases} 1 \pm 2\omega + \cos 2\omega, & x \in AF; \\ 1 - 2(\omega + \gamma) + \cos(2\omega - 2\gamma), & x \in FG; \\ 2 - 4\omega, & x \in GQ; \end{cases} \quad (1)$$

$$\tau_{xy} = \pm k \sin 2\omega, \quad x \in AF, \quad (2)$$

причем в зависимости от рассматриваемого участка соединения к параметрам k, σ, τ, ω необходимо добавить верхний индекс “Г” или “М”, что обозначает отношение данного параметра соответственно к более или менее прочному участку; кроме того, на более прочном участке следует в формулах (1) и (2) брать знак “–”, так как имеет место “разупрочнение” [9], на менее прочном – знак “+”, поскольку металл соединения упрочняется [9]. Значения $\sigma_y(x)$ на отрезке FQ , вычисленные со стороны менее прочного участка, не приводятся, так как в дальнейшем не используются. Ниже для упрощения записи выражений величины k, σ, τ и ω приводим без верхнего индекса “Г”.

Для вычислений углов ω и ω^M вееро-центрированных полей с центрами в точках A и A_1 (рис. 2) рассмотрим равновесие элементарного прямоугольника, расположенного на границе между более и менее прочной частями соединения между точками A и F (или A_1 и F_1) – рис. 2. Условия равновесия имеют вид $\sigma_y^M = \sigma_y, \tau_{xy}^M = -\tau_{xy}$. На основе формул (1) и (2) их можно записать в виде системы двух уравнений с двумя неизвестными ω и ω^M :

$$\begin{aligned} k^M(1 + 2\omega^M + \cos 2\omega^M) &= k(1 - 2\omega + \cos 2\omega); \\ k^M &= \sin 2\omega^M = k \sin 2\omega. \end{aligned} \quad (3)$$

Как было отмечено выше, значения коэффициента механической неоднородности $K = k/k^M$ находятся в диапазоне 1...1,5. Это дает основания считать величину $\lambda = k/k^M - 1$ малым параметром. Решим систему (3) методом разложения неизвестных по параметру λ , т.е. положим

$$\omega = \sum_{k=0}^{\infty} \omega_k \lambda^k; \quad \omega^M = \sum_{k=0}^{\infty} \omega_k^M \lambda^k. \quad (4)$$

Легко видеть, что при $\lambda = 0$, т.е. при $K = 1$, $\omega = \omega^M = 0$. Таким образом, $\omega_0 = \omega_0^M = 0$. Для вычисления остальных коэффициентов рядов (4) подставим последние в систему (3) и разложим функции \sin и \cos в соответствующие степенные ряды. После преобразований получим

$$\begin{aligned} & (2 - 2\omega_1)\lambda - (2\omega_1 + 2\omega_1^2 + 2\omega_2)\lambda^2 - (2\omega_1^2 + 4\omega_1\omega_2 + 2\omega_2 + 2\omega_3)\lambda^3 + \dots = \\ & = 2\omega_1^M\lambda + (-2(\omega_1^M)^2 + 2\omega_2^M)\lambda^2 + (-4\omega_1^M\omega_2^M + 2\omega_3^M)\lambda^3; \\ & 2\omega_1\lambda + (1 + 2\omega_2)\lambda^2 + \left(\frac{4}{3}\omega_1^3 + 2\omega_2 + 2\omega_3\right)\lambda^3 + \dots = \\ & = 2\omega_1^M\lambda + 2\omega_2^M\lambda^2 + \left(\frac{4}{3}(\omega_1^M)^3 + 2\omega_3^M\right)\lambda^3 + \dots \end{aligned}$$

Приравнивая коэффициенты перед одинаковыми степенями параметра λ , находим последовательно $\omega_1, \omega_1^M, \omega_2, \omega_2^M, \omega_3, \omega_3^M$. После подстановки полученных значений в (4) с точностью до слагаемых третьей степени включительно имеем

$$\omega = \frac{1}{2}\lambda - \frac{1}{2}\lambda^2 + \frac{5}{8}\lambda^3 + \dots = \frac{\lambda}{2(1+\lambda)} \left(1 + \frac{\lambda^2 + \dots}{4}\right).$$

Возвращаясь к параметру K , получаем окончательно формулы для вычисления величин углов центрированных полей в более и менее прочной частях соединения в виде

$$\omega = \frac{K-1}{2K} \left(1 + \frac{(K-1)^2}{4} + \dots\right), \quad \omega^M = K\omega. \quad (5)$$

Полученные формулы упрощаются, если коэффициент механической неоднородности K мало отличается от единицы. В таком случае в (5) можно оставить только первое слагаемое:

$$\omega = \frac{K-1}{2K}, \quad \omega^M = \frac{K-1}{2}. \quad (6)$$

Относительная ошибка этих формул $0,25(K-1)^2$ при $K = 1,2$ составляет 1%, при $K = 1,4$ – примерно 4%.

Заметим, что использованный метод разложения по параметру позволяет вычислить ω с любой точностью (при $K < 2$). При этом необходимо взять лишь достаточное число членов разложений (4). Ранее [3] предложен другой метод решения системы (3), имеющий ограниченную точность (не выше третьего порядка относительно $K-1$). Приведенная в [3] формула, которую можно записать в виде, незначительно отличающемся от (5), при значениях $K \rightarrow 2$ дает большую погрешность.

Использование поля линий скольжения (рис. 2) позволяет выразить координаты точек F и G через угол ω централизованного поля:

$$x(F) = (\cos \omega + \sin \omega)^{-1} h = (1 - \omega + 1,5\omega^2)h, \quad (7)$$

$$x(G) = (1 + \omega + 0,5\omega^2)h, \quad (8)$$

где $x(F)$ и $x(G)$ – абсциссы точек F и G .

Статическую прочность соединения определим по растягивающему усилию

$$P^* = \int_{AQ} \sigma_y dx, \quad (9)$$

приложенному к нетто-сечению AQ (рис. 2), при котором происходит общая потеря устойчивости пластической деформации, или по среднему критическому напряжению, определяемому по брутто-сечению формулой $\sigma_{cp}^* = P^*/t$, где t – толщина соединения. Возможны три случая взаимозависимости между размерами (глубина дефекта l , толщина более прочного слоя h , толщина соединения t) и механическими параметрами k^M и k^T и соответственно три вычислительных схемы для определения P^* и σ_{cp}^* :

$$\begin{aligned} l + x(G) &\leq t && \text{(первый случай);} \\ t - x(G) &\leq l \leq t - x(F) && \text{(второй);} \\ l + x(F) &\geq t && \text{(третий).} \end{aligned}$$

Поле линий скольжения, изображенное на рис. 2, соответствует первому случаю.

Из (6) и (8) после отбрасывания малых слагаемых следует, что в первом случае

$$l/t \leq 1 - \frac{\chi(3K - 1)}{2K}, \quad (10)$$

где $\chi = h/t$ – относительная толщина более прочного участка (слоя). Аналогично, используя (6) и (7), для третьего случая можно записать

$$1 - \frac{\chi(K + 1)}{2K} \leq l/t < 1. \quad (11)$$

В первом случае интегрированный промежуток следует разбить на три части: AF , FG и GQ , во втором – на AF и FQ , в третьем случае считать интеграл по одному промежутку AQ . Необходимость такого разбиения обусловлена формулой (1), с помощью которой значения $\sigma_y(x)$ на разных участках нетто-сечения определяются по-разному. Использование поля линий

скольжения позволяет установить зависимость между переменными x и γ , где x – абсцисса точки R ; γ – угол между линиями скольжения A_1R и A_1F в точке A_1 (рис. 2):

$$x = (1 + 2\gamma - \omega + 2\gamma^2 - 3\gamma\omega + 1,5\omega^2)h. \quad (12)$$

Теперь интеграл (9) в каждом из трех случаев вычисляется по формуле (1). Опуская промежуточные выкладки, приведем окончательный результат. При условии (10) получим

$$\sigma_{\text{ср}}^* = 2k^M \left(1 - \frac{l}{t} + \frac{K^2 - 1}{4K} \chi \right), \quad (13)$$

при условии (11) –

$$\sigma_{\text{ср}}^* = 2k^M \left(1 + \frac{K^2 - 1}{4K} \right) \left(1 - \frac{l}{t} \right). \quad (14)$$

Во втором случае нет смысла записывать аналогичную формулу из-за ее громоздкости. Достаточно заметить, что данный случай относится к попаданию конца дефекта на небольшой участок нетто-сечения FG , и критическое напряжение можно найти, линейно интерполируя его на FG по известным из формул (13) и (14) значениям на концах этого отрезка.

На рис. 3 показаны зависимости среднего критического напряжения $\sigma_{\text{ср}}^*$ от глубины дефекта при $K = 1,2$, построенные по формулам (13) и (14) с учетом условий (10) и (11) соответственно.

Наличие дефекта на границе сплавления обеспечивает такой характер деформирования, когда сдерживание пластического течения в прослойке, образовавшейся в зоне термического влияния, приводит к упрочнению менее прочных участков вблизи очага пластической деформации (зона нетто-сечения) вследствие возникновения сложного напряженного состояния, близкого к тому, что определено сеткой линий скольжения на рис. 2. При некоторых соотношениях между l , t , h и K соединение с дефектом оказывается равнопрочным бездефектному соединению с идентичными параметрами t , h и K , для которого $\sigma_{\text{ср}}^* = 2k^M$. Приравнявая эту величину к правой части (13) и (14), можно найти наибольшее значение относительной длины дефекта $(l/t)_p$, при котором соединение нечувствительно к дефекту. При условии (10) получим

$$\left(\frac{l}{t} \right)_p = \chi \frac{K^2 - 1}{4K}, \quad (15)$$

при условии (11) –

$$\left(\frac{l}{t} \right)_p = \frac{K^2 - 1}{K^2 + 4K - 1}. \quad (16)$$

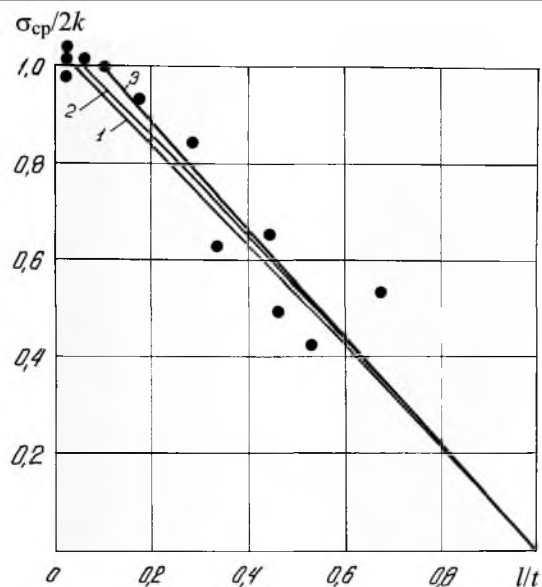


Рис. 3. Зависимость среднего критического напряжения от глубины подреза при $K = 1,2$: 1 – $\chi = 0,4$; 2 – $\chi = 0,6$; 3 – $\chi = \infty$ (эксперимент).

На рис. 4 показана зависимость относительной глубины подреза $(l/t)_p$ (15), не снижающего прочность сварного соединения, от коэффициента механической неоднородности K . Видно, что с ростом K повышается нечувствительность к дефекту.

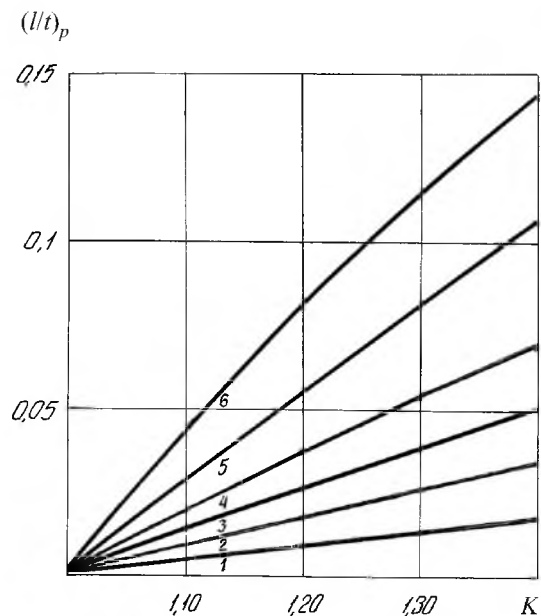


Рис. 4. Зависимость наибольшей глубины подреза $(l/t)_p$ соединения, равнопрочного бездефектному, от коэффициента механической неоднородности K : 1 – $\chi = 0,1$; 2 – $\chi = 0,2$; 3 – $\chi = 0,3$; 4 – $\chi = 0,4$; 5 – $\chi = 0,6$; 6 – $\chi \geq 2K(K+1)^{-1}$.

Экспериментальную проверку полученных зависимостей (10), (11) проводили при исследовании образцов размером $250 \times 25 \times 11$ мм, вырезанных из трубы $\varnothing 1020 \times 11$ мм из стали 14ХГС в направлении, перпендикулярном ее оси. Коэффициент механической неоднородности сварного соединения оценивали как $K = 1,16$; $\chi = 0,4 \dots 0,5$. Поверхностные дефекты сварки (подрезы) на границе сплавления сварного соединения имитировали тонкими надрезами переменной длины.

Анализ формул (15), (16) позволяет утверждать, что для наиболее часто встречающихся на практике значений параметров $K \geq 1,09$ и $\chi \geq 0,6 \dots 0,7$ (рис. 1) механически неоднородных сварных соединений наличие подреза с относительной глубиной l/t до $0,035 \dots 0,040$ не приводит к снижению прочности труб большого диаметра. Поэтому указанную величину можно считать нижней границей относительной глубины подреза, не снижающей прочность сварного соединения при вязком разрушении. При $\chi \geq 1$ и $K \geq 1,09$ нижняя граница составляет $0,040 \dots 0,045$ (на рис. 4 кривая б). Теоретически доказано, что допустимыми без исправления можно считать подрезы глубиной до $0,5$ мм по линии сплавления сварного шва прямошовной трубы большого диаметра (ГОСТ 20295-85 “Трубы стальные сварные для магистральных газонефтепроводов”, свод правил СП 34-101-98 “Выбор труб для магистральных нефтепроводов при строительстве и капитальном ремонте”, заводская технологическая инструкция ОАО “ЧТПЗ”). Приведенные здесь и ранее [3] экспериментальные данные подтверждают эти выводы.

Выводы

1. Установлены аналитические выражения для вычисления разрушающего среднего растягивающего напряжения в случае вязкого разрушения в зависимости от относительных глубины дефекта, толщины более прочного участка и механической неоднородности соединения.

2. Методом линий скольжения теоретически изучен характер пластического течения более прочного участка в соединении типа МП–БП–МП, содержащем наружный трещиноподобный дефект (подрез) на границе сплавления разнопрочных участков сварного соединения. Методом разложения по малому параметру получено новое решение системы уравнений, ранее полученной авторами для определения углов вееро-центрированных полей линий скольжения с вершиной в точке пересечения линий контактной и свободной поверхностей. Этот подход позволяет найти решение данной системы с любой точностью; он эффективен также в случае значительной механической неоднородности ($K > 2$) соединения.

3. Установлена наибольшая глубина дефекта (в зависимости от механической неоднородности соединения и относительной толщины прослойки), при которой сварное соединение прямошовной трубы большого диаметра равнопрочно бездефектному.

4. Полученные результаты хорошо согласуются с проведенными экспериментальными исследованиями сварных соединений прямошовных труб магистрального нефтепровода УБО.

5. Теоретически обосновано и экспериментально проверено, что глубина подрезов до 0,5 мм по линии сплавления сварного шва прямошовной трубы большого диаметра является допустимой без исправлений.

Резюме

Досліджено напружений стан неоднорідного з'єднання з прошарком із більш міцного матеріалу під дією розтяжного навантаження. Припускається, що на контактній границі має місце тріщиноподібний поверхневий дефект. Отримано аналітичні вирази величини руйнівного зусилля в залежності від механічної неоднорідності з'єднання, товщини прошарку та глибини дефекту. Установлено, за якої максимальної глибини з'єднання нечутливе до дефекту. Теоретичні результати є новими і узгоджуються з експериментальними даними, що отримані при випробуванні зразків із труби зі сталі 14ХГС.

1. Красовский А. Я., Красиго В. Н. Трещиностойкость сталей магистральных трубопроводов. – Киев: Наук. думка, 1990. – 176 с.
2. Остсемин А. А., Дильман В. Л. О сжатии пластического слоя двумя шероховатыми плитами // Пробл. прочности. – 1990. – № 7. – С. 107 – 113.
3. Дильман В. Л., Остсемин А. А., Воронин А. А. Несущая способность прямошовных труб большого диаметра с дефектами на границе сплавления сварного шва // Свар. пр-во. – 2002. – № 3. – С. 3 – 6.
4. Ковальчук Б. И. К вопросу о потере устойчивости пластического деформирования оболочек // Пробл. прочности. – 1983. – № 5. – С. 11 – 17.
5. Дильман В. Л., Остсемин А. А. О влиянии двухосности нагружения на несущую способность труб магистрального газонефтепровода // Механика твердого тела. – 2000. – № 5. – С. 179 – 185.
6. Соколовский В. В. Теория пластичности. – М.: Высш. шк., 1969. – 608 с.
7. Прандтль Л. Примеры применения теории Генки к равновесию пластических тел // Теория пластичности / Под ред. Ю. Н. Работнова. – М.: Изд-во иностр. лит., 1948. – С. 102 – 113.
8. Качанов Л. М. Основы теории пластичности. – М.: Наука, 1969. – 420 с.
9. Бакши О. А., Шатов А. А. О напряженном состоянии и деформации твердого металла в сварных соединениях с твердой и мягкой прослойками // Свар. пр-во. – 1966. – № 5. – С. 7 – 10.

Поступила 24. 01. 2003