

ПОВЫШЕНИЕ РЕСУРСА БЕЗОПАСНОЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ УГЛОВНЫХ ШВОВ ЭЛЕМЕНТОВ НЕФТЕПРОДУКТОПРОВОДОВ

*А.Г. Гумеров (ИПТЭР), В. А. Воробьев (ОАО «Транснефтепродукт»),
А.А. Александров (МГТУ им. Н.Э. Баумана)*

В плане несущей способности для накладных элементов (рисунок 1, а) наиболее неблагоприятным является случай, когда под ними образуются сквозные повреждения. При этом за расчетную схему обычно принимают пластину (оболочку) соответствующей формы, заземленную по контуру и нагруженную внутренним давлением.

Нарушение герметичности накладного элемента может происходить из-за разрушения его сварных швов или основного металла. Очевидно, что второй случай разрушения может реализовываться при достаточной прочности сварных швов. Поэтому большой практический интерес представляет разработка методов повышения прочности сварных швов накладных элементов при условии сохранения или снижения их металлоемкости.

Одним из способов снижения металлоемкости сварных угловых швов является применение соответствующей разделки (рисунок 1, а). Для оценки эффективности этого технологического приема наиболее адекватно отвечает схема образцов на рисунке 1, б.

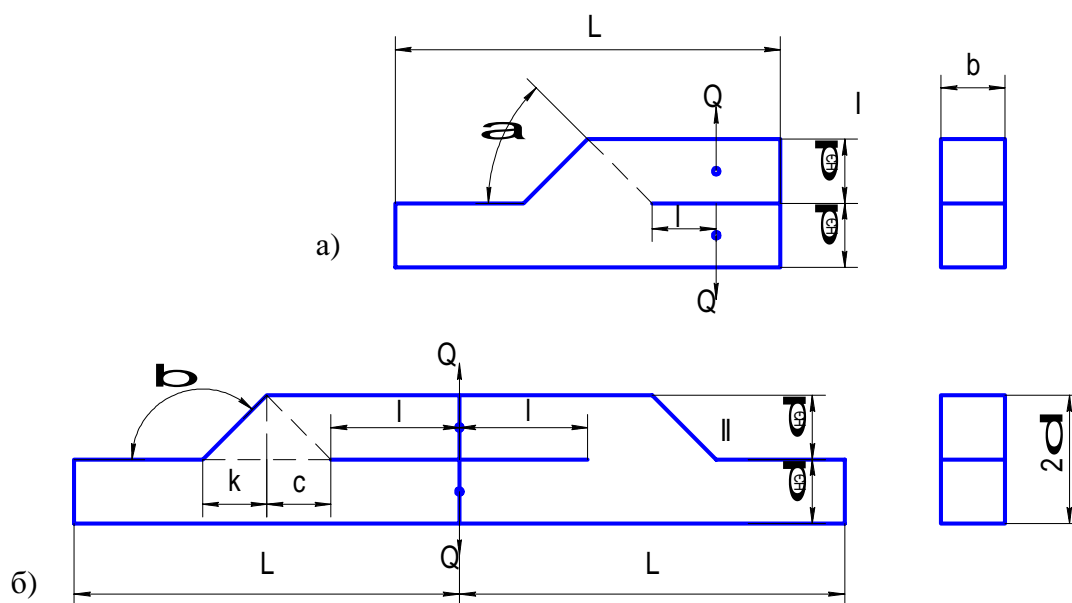


Рисунок 1 – Схемы образцов для исследования несущей способности накладных элементов

Более того, результаты исследований на этих образцах (рисунок 1, б) можно использовать для оценки несущей способности накладных элементов трубопроводов в случае разгерметизации дефектной трубы. Отметим, что для полости, образуемой поверхностью накладного элемента и трубы, характерны свойства трещинообразной полости (трещины).

Рассмотрим сущность основного подхода к оценке характеристик работоспособности сварных швов ремонтных накладных элементов.

Как известно, при наличии трещины в элементах условие прочности записывается в виде: $K_1 = K_c$, где K_1 – коэффициент интенсивности напряжений, а K_c – его предельное значение. Значение K_c определяется известными методами, экспериментально. Коэффициент интенсивности напряжения (КИН) зависит от геометрии конструктивного элемента с трещиной, формы и размеров трещины, приложенного номинального напряжения и др. Рассматриваемая задача многопараметрическая, поэтому величину K_1 определяли экспериментально, методом предельных нагрузок с использованием базовой модели, для которой КИН известно (Р.С. Зайнуллин). С этой целью проведены серийные испытания моделей сварных соединений из хрупкого материала (органическое стекло) с различными параметрами (угол α и β). Отношение предельной нагрузки $P_{пр}$ модели к предельной нагрузке базовой модели $P_{пр,\delta}$ представляет собой коэффициент ϕ снижения (или повышения) прочности:

$$\phi = P_{пр} / P_{пр,\delta}. \quad (1)$$

Величина, обратная значению ϕ , равна величине поправочной функции « Y » в выражении для оценки КИН:

$$K_1 = K_{1\delta} \cdot Y - K_{1\delta} / \phi, \quad (2)$$

где $K_{1\delta}$ – КИН для базовой модели.

В настоящей работе была поставлена цель изучить влияние параметров геометрии шва и разделки кромок на прочность образцов (рисунок 1, б), моделирующих работу накладных элементов.

С целью создания в образцах точных значений заданных параметров геометрии швов они изготавливались из органического стекла. Кроме того,

применение органического стекла позволяет оценивать прочность швов в хрупком состоянии и по предельной нагрузке определять коэффициенты интенсивности напряжений в окрестности корня шва (точки на рисунке 1). Изготавливали несколько серий образцов с различными параметрами геометрии швов. В одной из серий образцов варьировали параметр α , в другой - параметр β . Третья серия образцов соответствовала параметрам $\alpha \rightarrow 0^\circ$ и $\beta \rightarrow 180^\circ$.

При этих параметрах образцы имеют предельную прочность. В этих образцах варьировали параметр $m_{\ell L} = \ell/L$.

Для оценки несущей способности образцов введен параметр \bar{M}_c :

$$\bar{M}_c = \frac{Q_c \cdot \ell}{\delta_{нэ} \cdot b}, \quad (3)$$

где Q_c – предельное усиление образца; $\delta_{нэ}$ – толщина накладного элемента; ℓ – плечо силы Q (длина трещины); b – размер модели (рисунок 1).

На начальном этапе были проведены испытания образцов третьей серии по типу I и II. Результаты испытаний отображены на рисунке 2. Как видно, уменьшение параметра $m_{\ell L}$ приводит к почти прямо пропорциональному росту \bar{M}_c . При определенном значении $m_{\ell L} = m_{\ell L}^* \approx 2/3$ характеристика несущей способности \bar{M}_c достигает предельной величины, соответствующей несущей способности базовых моделей $\bar{M}_{c\delta}^I$ и $\bar{M}_{c\delta}^{II}$.

Установлено, что относительная несущая способность образцов обоих типов описывают единой функцией:

$$\Phi_p = \frac{\bar{M}_c^I}{\bar{M}_{c\delta}^I} = \frac{\bar{M}_c^{II}}{\bar{M}_{c\delta}^{II}} = 3(1 - m_{\ell L}) . \quad (4)$$

Многочисленные испытания показали, что отношение разрушающих нагрузок и моментов образцов второго и первого типов равно:

$$\frac{Q_c^{II}}{Q_c^I} = \frac{\bar{M}_c^{II}}{\bar{M}_c^I} = 3\sqrt{2} . \quad (5)$$

Величина коэффициента интенсивности напряжений K_I для образцов

типа I при $m_{CL} > 2/3$ может быть определена на основании известной формулы [1]:

$$K_1^I = \frac{2 \cdot \sqrt{3} \cdot \bar{M}}{\sqrt{\delta_{H3}}} \quad (6)$$

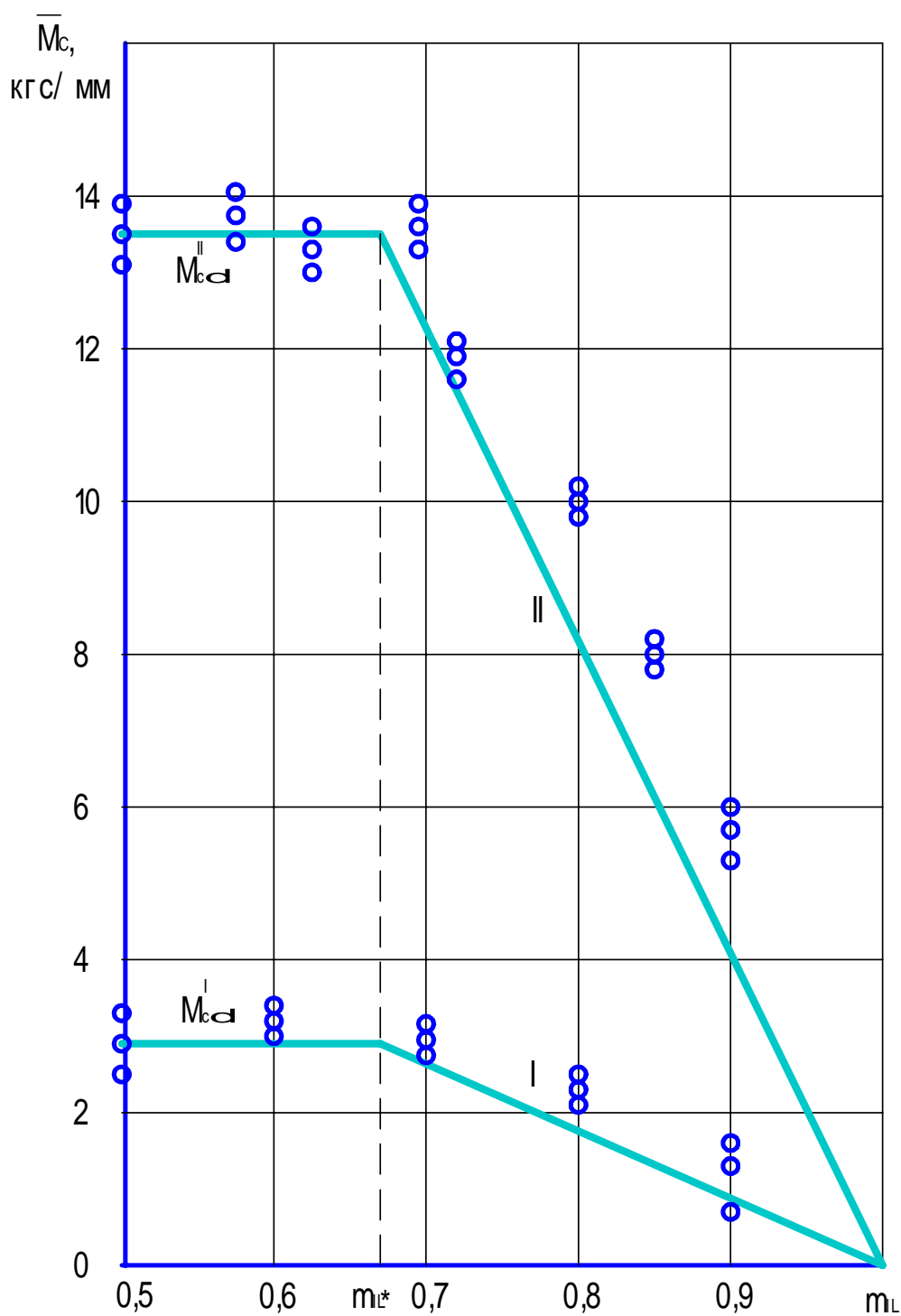


Рисунок 2 – Графики зависимости предельных моментов \bar{M}_c от параметра m_{CL} для образцов типа I и II

При $K_1 = K_c$ (K_c – критическое значение КИН) устанавливается $\overline{M}_{\text{скр}}$ для модели типа I. Поскольку $\overline{M}_{\text{скр}} = 2,9$ кгс/мм, то, на основании (6), при $\delta_{\text{нз}} = 10$ мм получим $K_c \approx 0,98$ МПа.

На основании (5) и (6) получим формулу для оценки КИН для образцов типа II:

$$K_1^{\text{II}} \approx \frac{3\overline{M}}{4\sqrt{\delta_{\text{нз}}}}. \quad (7)$$

Таким образом, величина K_1 для образцов типа II в 4,6 раза меньше, чем для образцов типа I.

Следовательно $\overline{M}_c^{\text{II}}$ будет равным:

$$\overline{M}_c^{\text{II}} = 4K_c \sqrt{\delta_{\text{нз}}/3}. \quad (8)$$

Для образцов типа I

$$\overline{M}_c^{\text{I}} = K_c \sqrt{\delta_{\text{нз}}/2\sqrt{3}}. \quad (9)$$

С учетом (4) получим значение предельных параметров \overline{M}_c в зависимости от m_{L} :

$$\overline{M}_c^{\text{I}} = \frac{\sqrt{3}}{2} K_c \sqrt{\delta_{\text{нз}}} (1 - m_{\text{L}}); \quad (10)$$

$$\overline{M}_c^{\text{II}} = 4K_c \delta_{\text{нз}} (1 - m_{\text{L}}). \quad (11)$$

Таким образом, значения КИН с учетом параметра m_{L} будут равны:

$$K_1^{\text{I}} = \frac{2\sqrt{3} \cdot \overline{M}}{3\sqrt{\delta_{\text{нз}}} (1 - m_{\text{L}})} = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{\overline{M}}{\sqrt{\delta_{\text{нз}}} (1 - m_{\text{L}})}; \quad (12)$$

$$K_1^{\text{II}} = \frac{\overline{M}}{\sqrt{\delta_{\text{нз}}} (1 - m_{\text{L}})}. \quad (13)$$

Графики зависимости K_1 от m_{L} построены на рисунке 3.

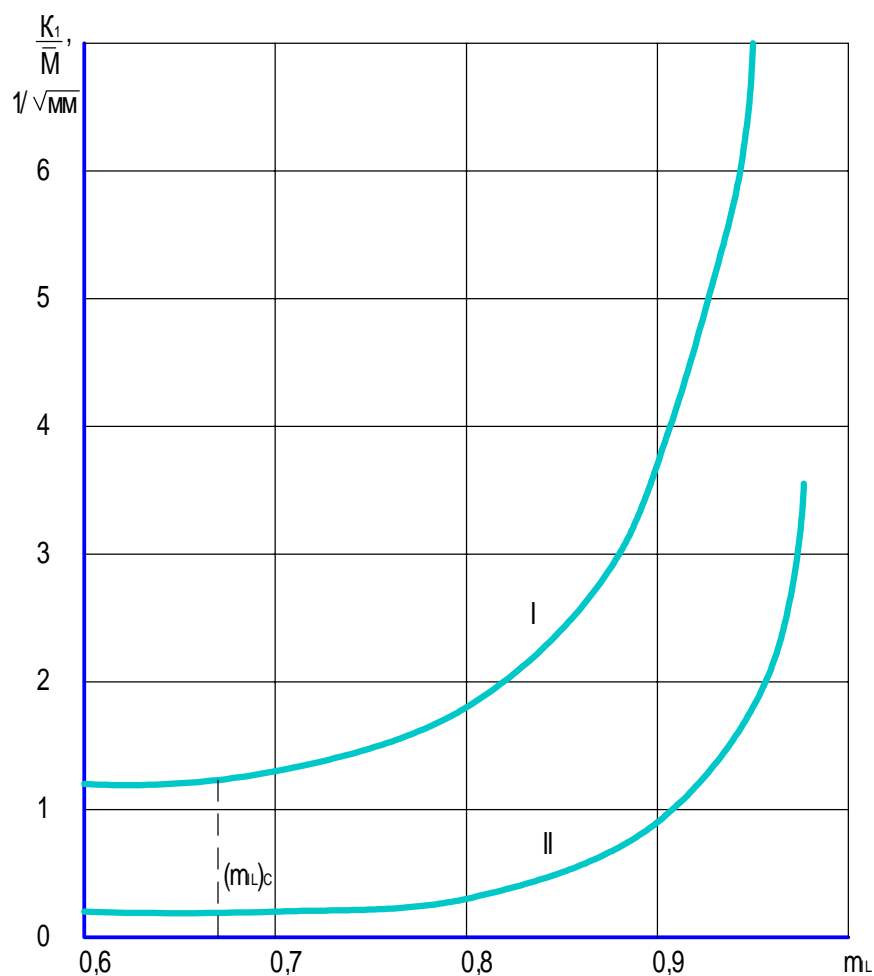


Рисунок 3.– Графики зависимость K_1/\bar{M} от $m_{\ell L}$

Для сравнительно длинных цилиндрических элементов $m_b = B/D > 1,0$ величина изгибающего момента может быть определена по формуле [2]:

$$\bar{M} = \mu \cdot P \cdot R \quad , \quad (14)$$

где μ - коэффициент Пуассона ($\mu = 0,3$).

Тогда с учетом (14) из (12) получим значение КИН для цилиндрического накладного элемента:

$$K_1 = \frac{\mu \sigma_n \sqrt{\delta_{нз}}}{4(1 - m_{\ell L})} \quad , \quad (15)$$

где $\sigma_n = PR/\delta_{нз}$ – номинальное окружное напряжение в цилиндрическом накладном элементе. При $K_1 = K_c$ из уравнения (15) можно определить предельное значение окружного напряжения σ_c :

$$\sigma_c = 4(1 - m_{\ell L}) K_c / \mu \sqrt{\delta_{\text{нз}}} .$$

При $m_{\ell L} = 2/3$, предельные окружные направления будут равны:
 $\sigma_c = 4K_c / 3\mu \sqrt{\delta_{\text{нз}}} .$

С позиции подходов механики разрушения с ростом толщины стенки накладного элемента несущая способность падает (рисунок 4). Очевидно, что повышение характеристики трещиностойкости K_c способствует росту несущей способности накладных элементов.

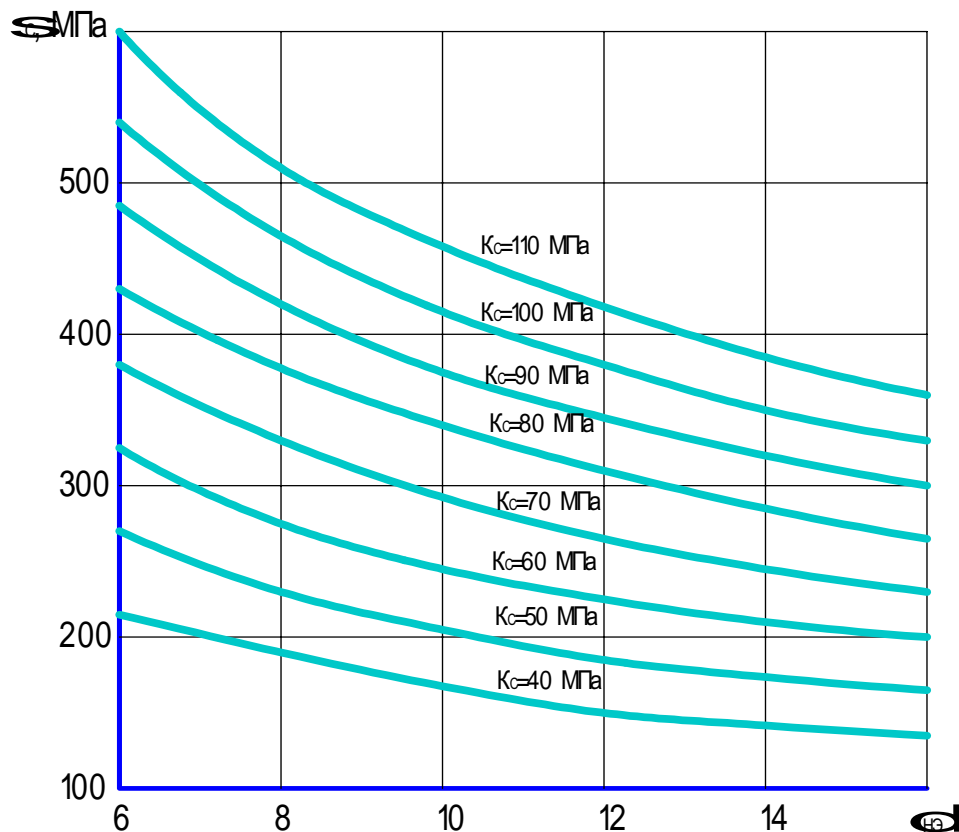


Рисунок 4 – Графики зависимости σ_c от $\delta_{\text{нз}}$

Разделив выражение (15) на временное сопротивление металла σ_b получаем величину коэффициента снижения несущей способности накладного цилиндрического элемента:

$$\varphi_p = \frac{P_c}{P_b} = \frac{4(1 - m_{\ell L})}{\mu} = \frac{K_c}{\sqrt{\delta_{\text{нз}}} \cdot \sigma_b} . \quad (16)$$

С помощью этого уравнения при заданном отношении $K_c / \sqrt{\delta_{\text{нз}}} \cdot \sigma_b$ можно устанавливать значения коэффициента φ_p в зависимости от параметра

m_{cL} (рисунок 5). Увеличение m_{cL} заметно снижает коэффициент φ_p . Поэтому возникает практическая задача обеспечения $\varphi_p = 1,0$. Очевидно, что это должно решаться в двух направлениях. Первое направление – сварка угловых швов с повышенными значениями коэффициента трещиностойкости K_c . Второе направление связано с выбором оптимальных геометрических параметров накладных элементов.

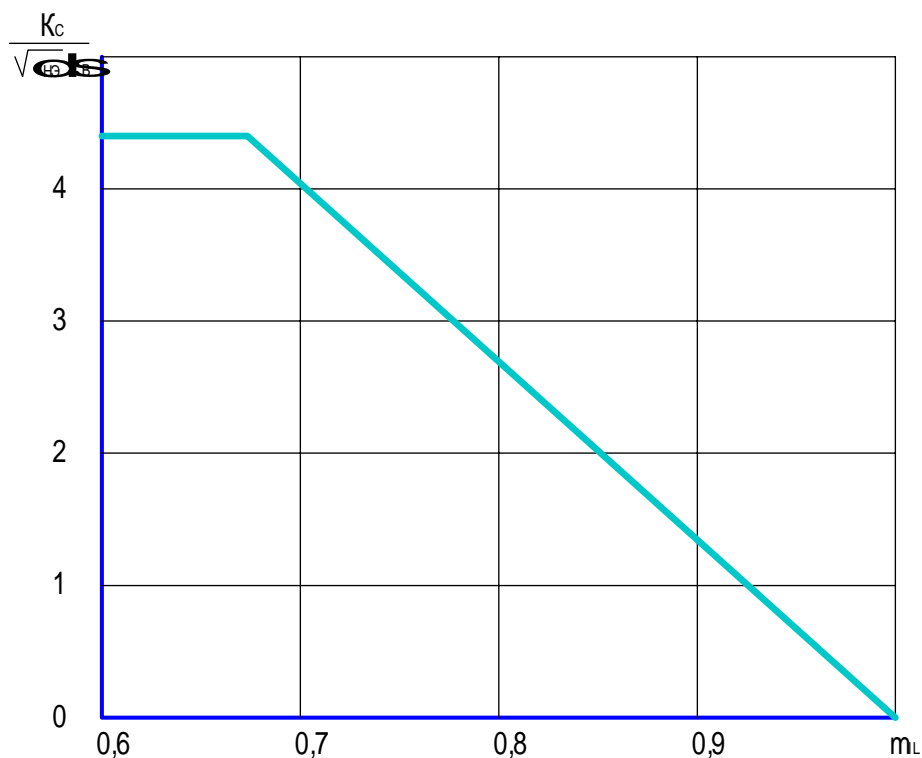


Рисунок 5 – Графики зависимости $K_c / \sigma_B \sqrt{\delta_{H3}}$ от m_{cL}

Повышения K_c можно достичь выбором соответствующих сварочных электродов, оптимальных режимов сварки, термической обработки в процессе сварки или после выполнения сварки и др. Второе направление, в основном, может быть реализовано соответствующим выбором параметров геометрии угловых швов α и β .

Анализ полученных данных показывает, что прочность образцов на отрыв с уменьшением параметра α растет, но не беспредельно. При определенных значениях α прочность образцов достигает некоторого значения, соответствующего прочности компактных образцов. Дальнейшее уменьшение α не приводит к росту прочности соединения. Увеличение параметра β в пре-

делах от 90° до 180° приводит к монотонному росту прочности образцов. Усиление швов пропорционально увеличивает несущую способность соединений.

Исследуемые образцы (рисунок 1) независимо от значений α и β всегда разрушаются, начиная от корня шва. При фиксированном значении α образцы с разными значениями β разрушаются по одной и той же траектории. Причем линии разрушения можно аппроксимировать дугой окружности с радиусом, равным размеру δ , и с центром вращения, совпадающим с вершиной углового шва. Аналогичный факт отмечается и в образцах с фиксированным значением β . Отличие состоит в том, что в этом случае центр вращения не совпадает с вершиной углового шва, а располагается на некотором расстоянии от нее.

В условиях опыта это расстояние примерно равно $0,25\delta$ независимо от параметра α .

Установлено, что несущая способность ремонтных муфт с равнокатетными угловыми швами ($\beta = 135^\circ$ и $\alpha = 90^\circ$) составляет $2/3$ от несущей способности накладных элементов.

$$\sigma_{c^*}(\beta=135^\circ \text{ и } \alpha=90^\circ) = \frac{2}{3}\sigma_{c^*} . \quad (17)$$

Это напряжение σ_c является предельным для элемента с равнокатетным стандартным швом.

Нами проведены специальные опыты для оценки влияния геометрического параметра $K_{\text{фш}}$ (коэффициент формы шва), представляющего отношение основания шва ($K+C$) к его высоте ($\delta_{\text{нэ}}$):

$$K_{\text{фш}} = (k + c)/\delta_{\text{нэ}} . \quad (18)$$

Для равнокатетного стандартного $K_{\text{фш}} = 1,0$ ($k = \delta_{\text{нэ}}$ и $c = 0$).

Установлено, что для обеспечения предельной несущей способности накладного элемента Φ_ℓ необходимо, чтобы основание углового шва составляло не менее двух толщин $\delta_{\text{нэ}}$: $k + c \geq 2\delta_{\text{нэ}}$ (рисунок 6).

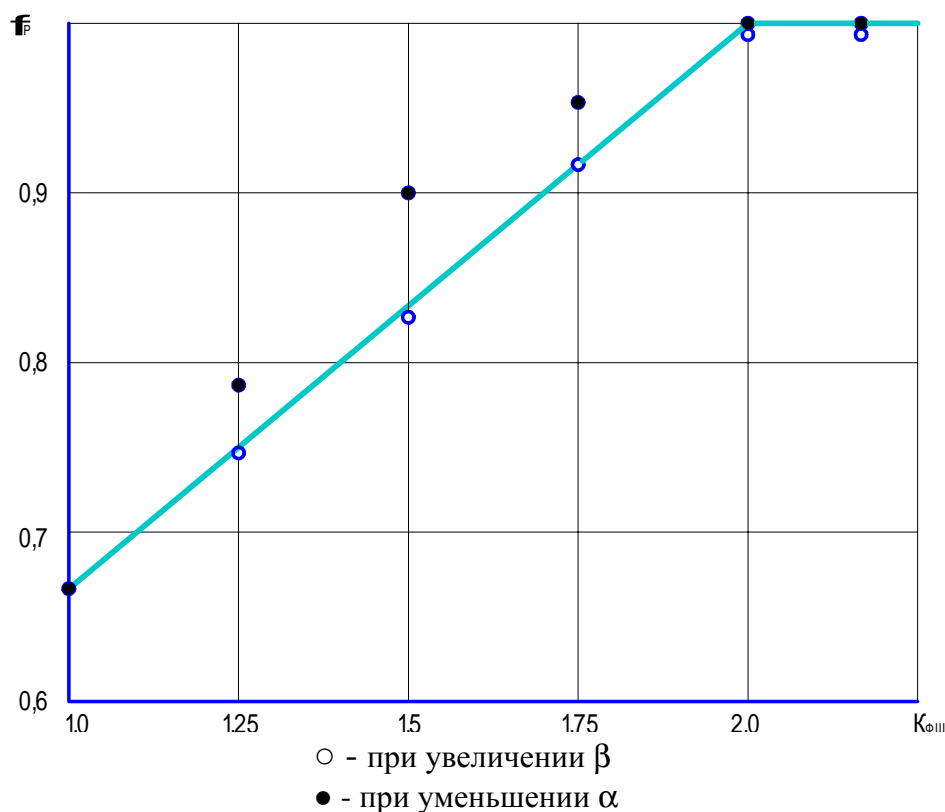


Рисунок 6 – Графики зависимости φ_p от $K_{фш}$

Это обеспечивается при $K_{фш} \geq 2,0$. Очевидно, что это условие можно обеспечивать варьированием углов β и/или α .

Экспериментальные данные достаточно хорошо аппроксимируются следующей функцией:

$$\varphi_p = \frac{\sigma_c}{\sigma_{c^*}} = (1 + K_{фш}) / 3 . \quad (19)$$

Учитывая эту закономерность и используя зависимость (7), получаем формулу для оценки КИН с учетом коэффициента формы шва:

$$K_1 = g \cdot \mu \cdot \sigma_n \sqrt{\delta_{нз}} / 4(1 + K_{фш}) . \quad (20)$$

При $K_{фш} = 1$ (стандартный шов):

$$K_1 = g \cdot \mu \cdot \sigma_n \sqrt{\delta_{нз}} / 8 . \quad (21)$$

Если $K_{фш} = 2$, то $K_1 = K_{1^*}$:

$$K_1 = \frac{3}{2} \mu \cdot \sigma_n \sqrt{\delta_{нз}} . \quad (22)$$

При $K_1 = K_c$ получаем предельное разрушающее напряжение σ_c , найденное с учетом $K_{фш}$:

$$\sigma_c = 4K_c(1 + K_{фш}) / 9\mu\sqrt{\delta_{нз}} \quad (23)$$

Если $K_{фш} = 1$ (стандартный шов):

$$\sigma_c = 8K_c / 9\mu\sqrt{\delta_{нз}} \quad (24)$$

При $K_{фш} = 2$

$$\sigma_c = 4K_c / 3\mu\sqrt{\delta_{нз}} \quad (25)$$

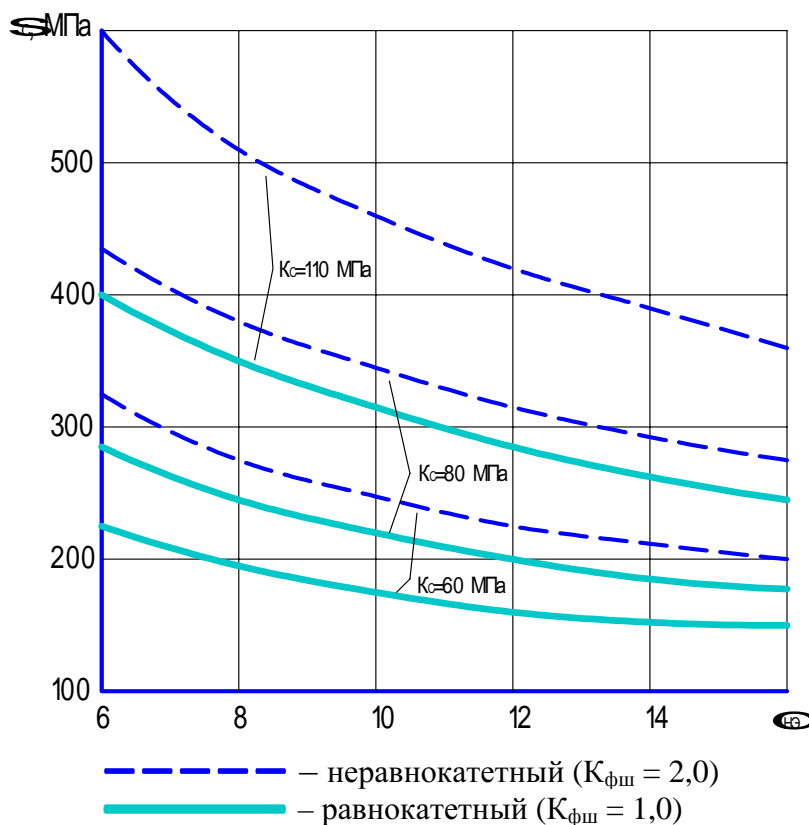


Рисунок 7 – Графики зависимости σ_c от $\delta_{нз}$

Литература

1. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений: В 2 т. / Под ред. Ю. Мураками. – М.: Мир, 1990. – 1060 с.
2. Расчет на прочность деталей машин: Справочник / Сост. И.А. Биргер, Б.Ф. Шорр, Г.Б. Иосилевич – М.: Машиностроение, 1979. – 702 с.