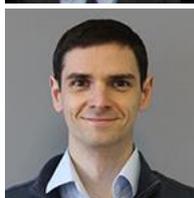


КОЭФФИЦИЕНТЫ ИНТЕНСИВНОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ В НЕПРОВАРЕ КРЕСТОВОГО СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ И УСЛОВИЯ ЗАРОЖДЕНИЯ ТРЕЩИНЫ



¹Константин Павлович Манжула,
Санкт-Петербургский политехнический университет Петра
Великого
Россия, Санкт-Петербург
Тел.: (812) 552-84-01, E-mail: conpaman@gmail.com



²Антон Юрьевич Шлепетинский,
Инженерный центр, АО «Невский завод»
Россия, Санкт-Петербург
Тел.: (921)385-78-52, E-mail: A.Shlepetinskiy@reph.ru

Аннотация

Исследуются крестовые сварные соединения с непроваром в корне шва. Показано, что в зависимости от ширины и формы вершины непровара усталостная трещина может зарождаться от носка или непровара, или одновременно от нескольких концентраторов. Сформулировано условие равновероятного начала разрушения от носка и непровара с учетом их геометрических размеров. Для трещинообразных непроваров на базе исследований методом конечного элемента получено уравнение для расчета коэффициентов интенсивности напряжений, учитывающее геометрию соединения, параметры непровара и траекторию роста трещины. Полученное уравнение сравнивается с известными зависимостями.

Ключевые слова: коэффициент интенсивности напряжений, коэффициент концентрации напряжений, траектория трещины, крестовое сварное соединение, непровар, усталостная трещина.

Введение

Крестовые сварные соединения находят применение в различных несущих машиностроительных, судовых, строительных конструкциях.

Различные нормативные документы [1 - 5 и др.] рекомендуют выполнять такие соединения с полным или частичным проплавлением присоединяемых элементов в случаях, когда конструктивно или технологически полное проплавление выполнить невозможно. Поэтому между основным и присоединяемыми элементами появляются непровары, которые обеспечивают требуемую безопасность при передаче статических нагрузок при нормальных климатических температурах, но не могут обеспечить ее полностью при действии циклически изменяемых во времени нагрузках.

Конструктивно-технологические непровары в крестовых сварных соединениях могут отличаться шириной и формой сопряжения основного металла в наплавленном. Вершина непровара может быть закругленной, то есть притупленной и с острыми углами, подобной трещине. Учет такой конфигурации при оценке сопротивления усталости производится через коэффициенты концентрации напряжений K_t и деформаций K_e или через коэффициенты интенсивности напряжений (КИН) при силовом подходе к анализу прочности. Наиболее опасны непровары, расположенные перпендикулярно передаваемому силовому потоку, то есть при передаче нагрузки через присоединяемые элементы.

В случае притупленных непроваров в их вершине возникает упруго-пластическая зона деформации, в которой, в зависимости от уровня нагрузки, более или менее длительно формируется усталостная макротрещина. Число циклов ее формирования может быть рассчитано по различным методикам, экспериментально оценено по кривой усталости Френча [6]. При трещинообразном непроваре период формирования макротрещины тоже присутствует, но является малозначительным по сравнению с периодом развития трещины. Поэтому расчет ведут методами линейной механики разрушения. Во многих случаях усталостные трещины развиваются одновременно от носка и вершин непровара, но с разной скоростью и то, какая трещина становится ведущей зависит от сочетания геометрических параметров соединения. Поэтому одной из целей настоящей работы является исследование мест зарождения трещины.

Исследованию КИН в непроварах крестовых сварных соединений посвящены работы [7, 8, 12, 13, 15, 16, 18-20, 22, 26-29]. Зависимости для расчета КИН в непроваре получены в работах [7, 8, 13, 15, 16, 20, 27-29]. Как правило, все зависимости получены с помощью регрессионного анализа по результатам обработки значительного количества вычислительных экспериментов крестовых соединений методом конечного элемента (МКЭ). Основным их недостатком является сложный вид, требующий вычисления ряда полиномиальных коэффициентов, что возможно только с помощью заранее подготовленных программ, и поэтому они не могут быть использованы для инженерных расчетов, а также не учтены периоды роста

трещины. Поэтому второй целью работы является определение зависимости КИН K_I от влияния геометрических параметров крестового соединения, пригодной для проведения инженерных оценок.

Зарождение усталостных трещин в крестовых соединениях

Большинство аналитических и экспериментальных исследований усталостной долговечности крестовых соединений с непроварами рассматривают зарождение и развитие трещины от радиусного сопряжения основного металла с наплавленным, в англоязычной литературе называемого «*toe*» носком (в дальнейшем это название используется в статье). Это связано с тем, что непровары являются нежелательными элементами сварных соединений, их стараются избегать или минимизировать их ширину a по ширине t_1 элемента путем проваривания корня шва. При ширине непровара $a < t_1$ (рис.1) вероятность зарождения усталостной трещины от носка становится выше, как правило, S-N кривые усталости, приводимые в стандартах [1, 3-5], получены в экспериментах преимущественно при разрушении от носка. При разрушении от непровара крестовые соединения относятся к самой низкой усталостной категории 40-36, в то время как при разрушении от носка их категория становится 71-80. Столь значительная разница в оценке усталостной прочности для этих источников разрушения требует дальнейшего экспериментального исследования и теоретического обоснования, так как зависит от сопоставления радиуса носка R с конфигурацией вершины непровара и его шириной.

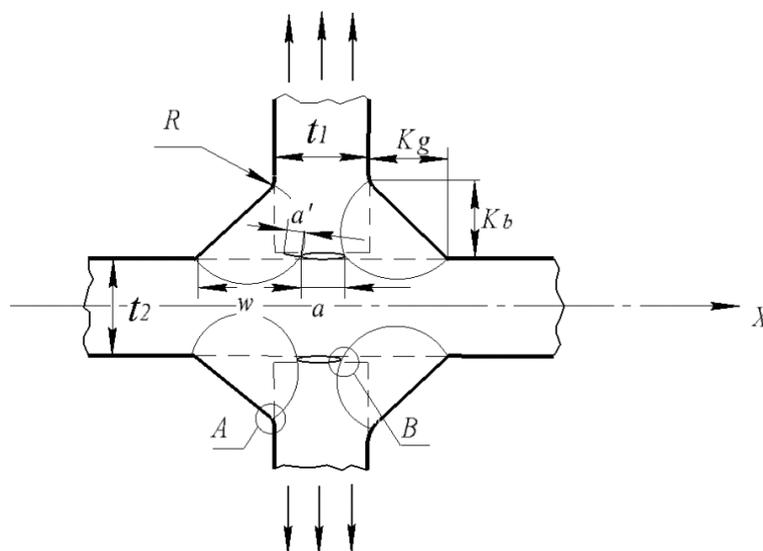


Рис. 1. Схема крестового сварного соединения

При расчете сопротивления усталости методом эффективного надреза [3, 10, 11] радиусу носка назначается $R = 1$ мм и закругление непровара также описывается радиусом $r = 1$ мм, окружностью с таким же радиусом (аналог замочной скважины) или полуокружностью. При таком подходе

оцениваются коэффициенты концентрации K_t в носке и в непроваре и долговечность соединения определяется по обобщенной характеристике стали FAT 225 с эффективным вырезом радиусом 1 мм. Исследования геометрии носка сварных угловых швов показывает, что значение $R = 1$ мм является заниженным по отношению к средним при $P = 50\%$ для соединений ручной, полуавтоматической и автоматической сваркой и завышенным по отношению к значениям, определенным с вероятностью рассеяния $P = 5\%$ [14]. Поэтому значение $R = 1$ мм в какой-то мере выполняет роль подгоночного фактора, к тому же не все соединения имеют равные катеты швов, а значит и угол сопряжения шва с основным металлом равный 135° .

Вершина непровара не является готовой трещиной, всегда имеет сложную форму с закруглениями, острыми углами. Примеры форм вершин непровара приведены на рис.2, но определить их можно только в разрезе и поэтому невозможно в реальной конструкции. Ширину a непровара определить проще, так как ее видно с торца и можно полагать, что она сохраняется по ширине шва.

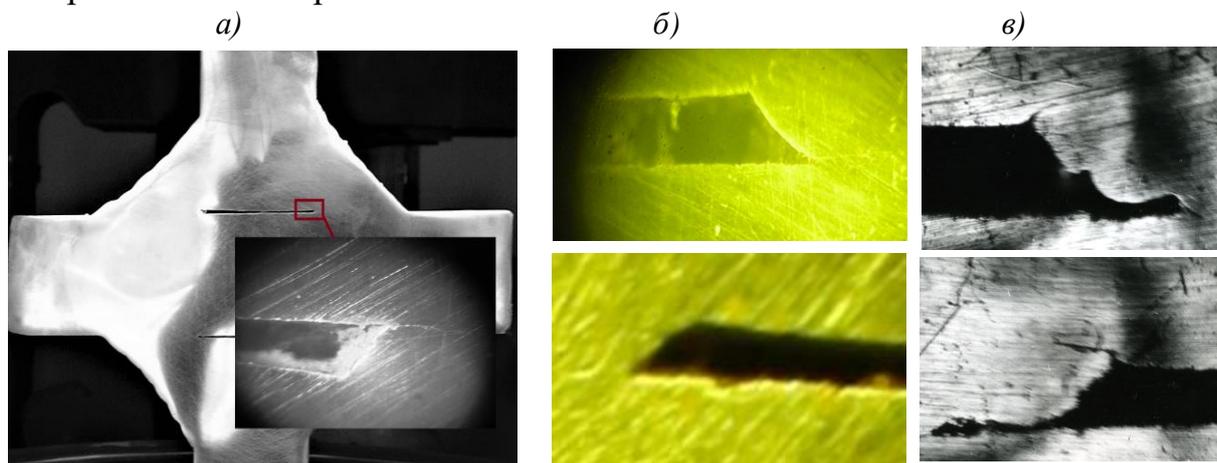


Рис. 2. Примеры вершины непровара: а) – трещина в непроваре толщиной 0,5 мм при качественной полуавтоматической сварке; б) – острые углы при качественной сварке; в) – неопределенная форма при некачественной сварке

При передаче циклической нагрузки через присоединяемые элементы (рис. 1) место инициации усталостной трещины зависит от того, где концентрация напряжений имеет более высокие значения – в носке или непроваре. Усталостные испытания, проведенные в [11] на двух сериях крестовых соединений с полными непроварами по 10 штук образцов в каждой, с толщиной листов 15 мм, и катетами швов 12 мм и 6 мм соответственно, показали, что во всех случаях разрушения произошли от корня шва. Хотя по прогнозам стандартов BSK 99 Atlas Copco и Международного института сварки ИВ разрушения соединений с катетами швов 12 мм должны происходить от носка. В [8] на основе оценки плотности энергии деформации в носке и вершине непровара получено, что при сочетании $a / t_1 = 1$ и $K_g = K_b = t_1$, а также при $a / t_1 = 0,4$ и $K_b / t_1 < 0,75$

разрушение должно начинаться от непровара, а при $a/t_1 = 0,4$ и $1,16 > K_b/t_1 > 0,75$ разрушение начинается от носка.

Усталостные испытания крестовых образцов с параметрами $t_1 = t_2 = K_g = K_b = 40$ мм, $a/t_1 = 1$ и толщине непровара примерно 0,5 мм, изготовленные полуавтоматической многопроходной сваркой в среде защитных газов, при отнулевом цикле нагружения растягивающими напряжениями $\sigma = 100$ МПа показывают, что начало разрушения зависит от остроты концентратора в носке и в непроваре [16]. На рис. 3 показано зарождение первичной усталостной трещины от носка при радиусе перехода наплавленного металла к основному примерно равному $R \approx 1-2$ мм и зарождение вторичной трещины от непровара, несмотря на то, что во всех случаях углы вершины непровара являются острыми (рис. 2, б). При дальнейшем нагружении трещины образуются на обоих концах непровара, но разрушение окончательное происходит от первичной трещины.

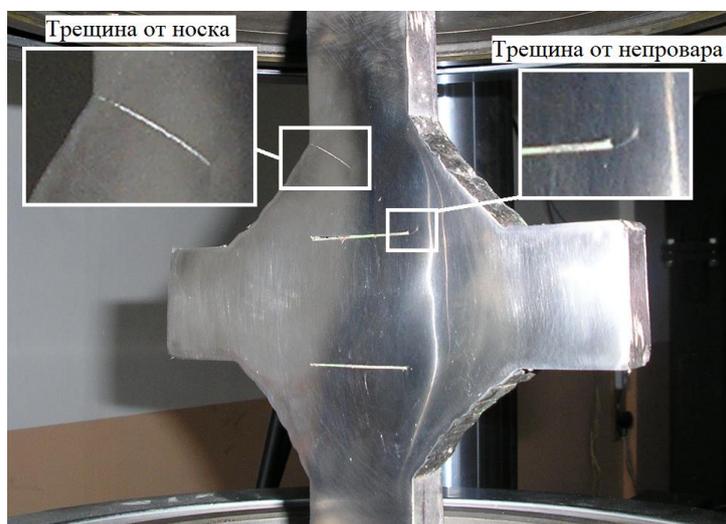


Рис. 3. Зарождение усталостных трещин от носка (первичная) от непровара (вторичная) в соединении $t_1 = t_2 = K_g = K_b = 40$ мм, $a/t_1 = 1$

В образцах с зашлифованным радиусом сопряжения R трещины зарождаются только от концов непровара и даже от двух углов на одном конце (рис. 4, а). Преимущественно трещины развиваются под влиянием КИН K_I , то есть трещины от непроваров не развиваются по углом 45° вдоль высоты вписанного в шов треугольника, а развиваются ближе к горизонтали (рис. 4, б). Аналогичные траектории роста трещин от непровара зафиксированы в [18]. В случае зарождения трещины от верхнего острого угла нижнего непровара трещина вначале движется под влиянием K_I , но затем поворачивает в шов под возрастающим влиянием K_{II} .

В работе [12] исследовалась усталость крестовых сварных соединений с непроваром различной ширины $0,3 < a/t_1 < 1$, изготовленных в среде инертного газа. Кроме растяжения присоединяемого элемента с

коэффициентом асимметрии цикла 0,1 обе стороны неразрезной пластины подвергались циклическому изгибу с нагрузкой 0,5 от растягивающей. Картина разрушения при непроваре $0,4 < a / t_1 < 0,8$ полностью повторяет показанную на рис. 3, трещина зарождается и развивается от носка, после достижения ею длины $a / t_1 = 0,3 \dots 0,4$ появляется трещина в непроваре. При $a / t_1 > 0,9$ разрушение происходило от корня. Из-за дополнительного изгиба неразрезного элемента разрушения также наблюдались от носка горизонтального катета K_g с распространением трещины через неразрезной элемент от одного носка у горизонтального катета к другому и параллельным развитием трещины от непровара.

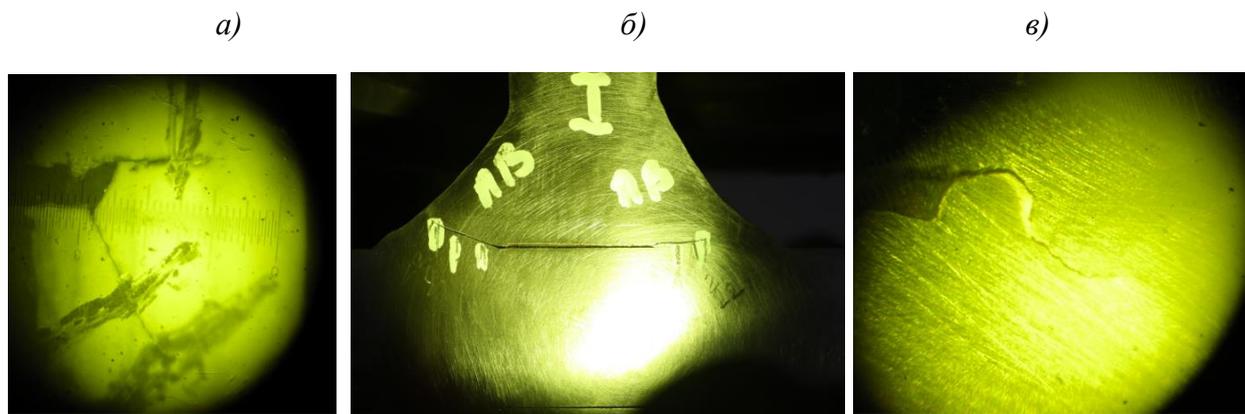


Рис. 4. Зарождение трещин от непроваров: *а)* – трещины от углов на одном конце непровара; *б)* – практически одинаковое развитие трещины от двух концов непровара; *в)* – влияние касательных напряжений на изменение траектории роста трещины

Моделирование крестового соединения с параметрами $t_1=t_2=K_g=K_b=40$ мм, непроваром толщиной 1 мм, по геометрии таким же, как на рис. 2, б, и острым углом сопряжения в носке показывает, что напряжения в непроваре по уровню и объему, выше чем в носке. На рис. 5 показаны: *а)* - исходная расчетная модель $1/4$ части крестового соединения при растяжении напряжениями 100 МПа, *б)* – результат расчета напряжений по Мизесу в упругой плоско-напряженной постановке, *в)* – КИН K_I и K_{II} в исходном непроваре.

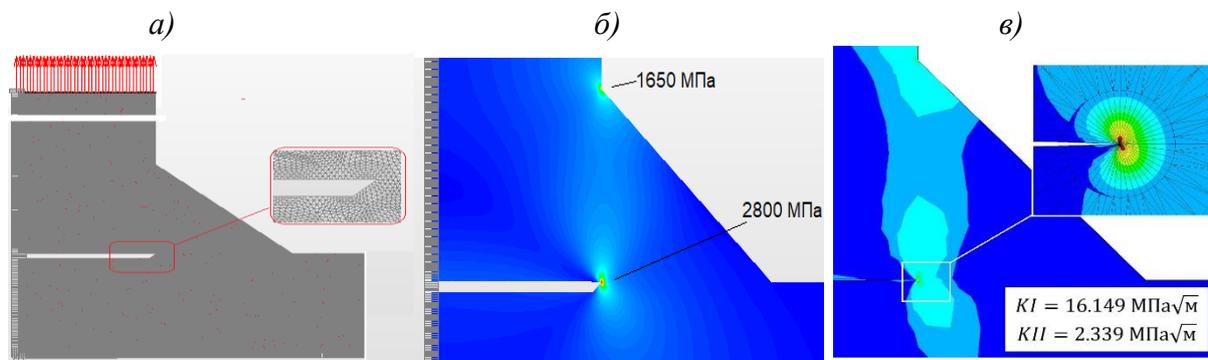


Рис. 5. Модель $1/4$ части крестового соединения при растяжении: *а)* - непровар толщиной 1 мм с острыми углами, острый угол в носке; *б)* – напряжения в непроваре по Мизесу; *в)* – КИН в непроваре

В результате растяжения острый угол непровара незначительно теряет свою форму, но напряжения в нем в 1,7 раза превышают напряжения в носке и свидетельствуют о наличии зоны пластичности в вершине для малоуглеродистых и низколегированных сталей. Получаемые результаты расчетов очень чувствительны к размеру сетки. При моделировании вершины непровара с начальной трещиной при уровне напряжений 100 МПа K_I составляет $16 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$ при отнулевом цикле, что достаточно для страгивания трещины. Порог усталости для строительных сталей составляет $\Delta K_{th} = 9 \dots 12 \text{ МПа}\sqrt{\text{м}}$. Расчет усталостных напряжений в непроваре при таком ΔK_{th} составит $\sigma_{-1} = 57 \dots 76 \text{ МПа}$, что выше рекомендуемого нормами $\sigma_{-1} = 36 \dots 40 \text{ МПа}$ [5], следует полагать, что нормы определяют предел выносливости запасом по усталостной прочности.

В работах [3, 8, 24, 25] для оценки усталостной прочности крестовых соединений с непроваром предложены разные подходы установления взаимосвязи между напряженно-деформированным состоянием в зонах концентрации и циклической экспериментальной долговечностью соединений на базе $N = (2 \dots 5)10^6$ циклов. Предложены подходы введения в зонах вершин носка и непровара фиктивных U или V-образных надрезов [8], закругления в форме полукруга или круга (тип замочной скважины) [3, 24, 25] с введением критерия усредненной плотности энергии упругой деформации (SED). Эти подходы требуют определенных подгоночных параметров в виде нормирования значений угла раскрытия V- надреза (135°), радиуса закругления концентратора ($\rho > 0$), радиуса зоны, на которой определяется SED (0,15; 0,28 мм). Подходы оправданы, так как существует высокая неопределенность конструктивно-технологического исполнения сварных соединений, вызывающих различную конфигурацию зон концентрации, распределения сварочных остаточных напряжений, неопределенность стадий формирования и развития макротрещины; влияние также оказывают сочетания геометрических размеров в виде отношения толщин элементов, катетов швов,

Следуя этим подходам в настоящей работе рассмотрены условия возможного равновероятного зарождения трещины от носка с радиусом R или от непровара с радиусом r . Расчеты проводились для $1/4$ части крестового соединения с размерами $t_1 = t_2 = K_g = K_b = 40 \text{ мм}$. Варьировались относительная ширина непровара с шагом $a/t_1 = 0,15 \dots 1$, радиус вершины непровара $r = 0,25 \dots 4,6 \text{ мм}$ и радиус носка $R = 0,25 \dots 2,5 \text{ мм}$. Первоначально задавалась ширина непровара a , радиус r в его вершине, толщина определялась как $2r$, а радиус носка рассчитывался подбором значений по критерию

$$|K_{tr} - K_{tR}| \leq \Delta, \quad (1)$$

где K_{tr} - коэффициент концентрации напряжений в непроваре; K_{tR} - коэффициент концентрации напряжений в носке; Δ - погрешность различия, среднее значение которой для всех рассчитанных вариантов составила 1%.

Пример расчета напряжений в зонах концентрации соединения с шириной непровара $a/t = 0,8$ мм, радиусами $R = 1$ мм и $r = 0,5$ мм изображен на рис 6. Коэффициенты концентрации составили $K_{tr} = 5,72$ и $K_{tR} = 5,68$ и, как видно, уровни напряжений и размеры зон концентрации примерно равны друг другу

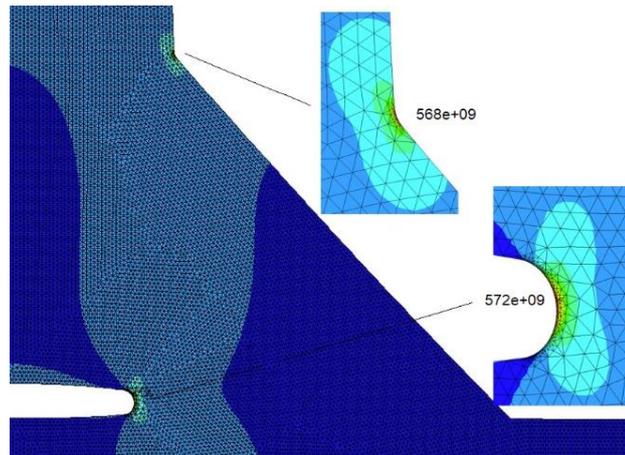


Рис. 6. Напряжения в зонах концентрации крестового соединения $t_1 = t_2 = K_g = K_b = 40$ мм, $R = 1$ мм, $r = 0,5$ мм, $\sigma = 100$ МПа.

На рис. 7 представлены результаты равновероятного зарождения трещины от носка или непровара по условию (1), в зависимости от ширины относительного непровара a/t для рассматриваемого крестового соединения при $\sigma = 100$ МПа.

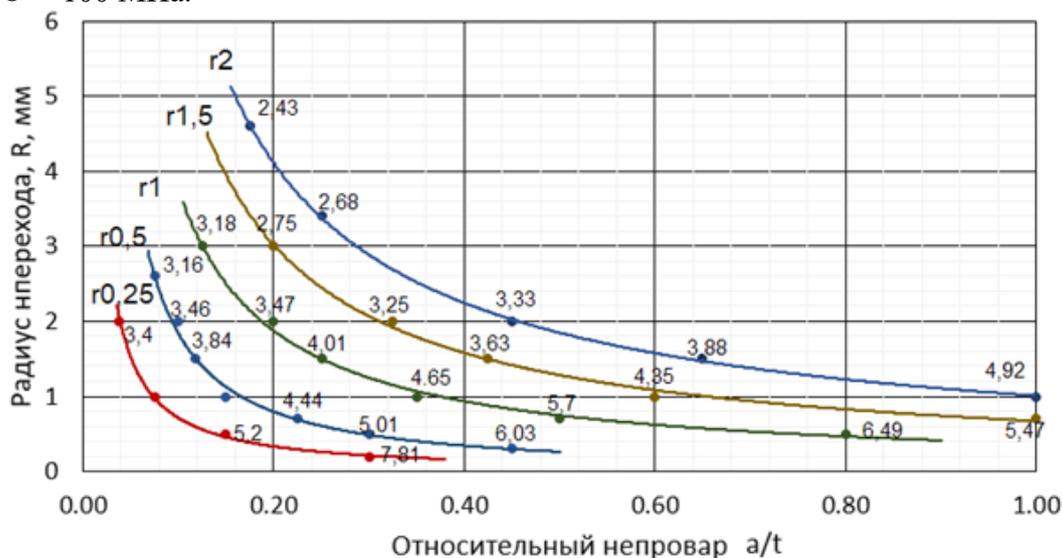


Рис. 7. Взаимосвязь радиусов R , r и относительного непровара a/t по условию зарождения трещины в крестовом соединении с размерами $t_1 = t_2 = K_g = K_b = 40$ мм; у маркеров указаны значения рассчитанные $K_{tr} \approx K_{tR}$

Если сравнить полученные значения коэффициентов концентрации, то в диапазоне $K_t = 2,43 \dots 4,07$ они соответствуют литературным данным для крестовых соединений, которые положены в основу определения пределов выносливости на базе $N = 2 \times 10^6$ циклов [24]. Полученные данные можно использовать для оценки уровня концентрации в носке или непроваре при прогнозировании усталостного разрушения крестового соединения на указанной базе нагружения. Безусловно, эти результаты нельзя прямо распространить на крестовые соединения с другими толщинами соединяемых элементов, особенно меньшей толщины и с меньшими катетами, так как у них будет происходить взаимодействие полей концентрации напряжений и деформаций.

Расчетное исследование КИН в непроваре

Большинство известных расчетных зависимостей для определения КИН рассматривают зарождение и развитие трещин в крестовом сварном соединении от носка [9, 11, 17-19, 22]. Расчетные зависимости КИН в непроваре крестового соединения содержатся в работах [7, 8, 13, 15, 16, 20], однако эти зависимости, полученные по результатам регрессионного анализа расчетов численного моделирования, имеют полиномиальный вид и требуют привлечения дополнительных программных средств, для их вычисления. Кроме этого зависимости [7, 8, 13] рассматривают определение КИН только от геометрических параметров соединения, но не учитывают изменение КИН с ростом трещины.

В настоящем исследовании предпринята попытка получения зависимости КИН инженерного вида.

Рассматривался трещинообразный непровар, моделируемый математическим разрезом. В качестве расчетной модели принята плоская модель, нагруженная растяжением по присоединяемым элементам с обозначениями геометрии, показанными на рис. 1.

Построение модели и ее расчет проводилось в среде конечно-элементного моделирования Ansys. В окрестности вершины трещины строилось два слоя сингулярных элементов, радиус первого слоя составлял 0,01 мм, рис. 5. в. В радиусе 0,4 мм вокруг вершины трещины размер конечных элементов не превышал так же 0,01 мм, остальная часть модели разбивалась элементами не более 1 мм. Рост трещины представлялся дискретными шагами, размером 0,1 – 2,0 мм. Величина шага ограничивалась условием не превышения размера пластической зоны в направлении развития трещины от вершины, а размер пластической зоны, определяемый пределом текучести, величиной нагрузки и геометрией соединения, контролировался значением предела текучести $\sigma_{0.2}$ для строительной стали. Металл шва и свариваемых листов принимался одинаковый, модуль Юнга $E = 2,1e5$ МПа, коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$.

На каждом шаге определялись коэффициенты интенсивности напряжений K_I и K_{II} с помощью команды KCALC и угол, в направлении которого растет трещина, из условия нормали к максимальным растягивающим напряжениям. На каждом шаге модель перестраивалась с учетом приращения длины трещины. Длина трещины ограничивалась соотношением $a'/w < 0,7$. Результат моделирования показан на рис. 8, а, а на рис 8, б соответствующая ему экспериментальная трещина.

В качестве рассматриваемых аргументов для построения расчетной зависимости K_I принимались варьируемые параметры, диапазоны изменения которых представлены в таблице 1.

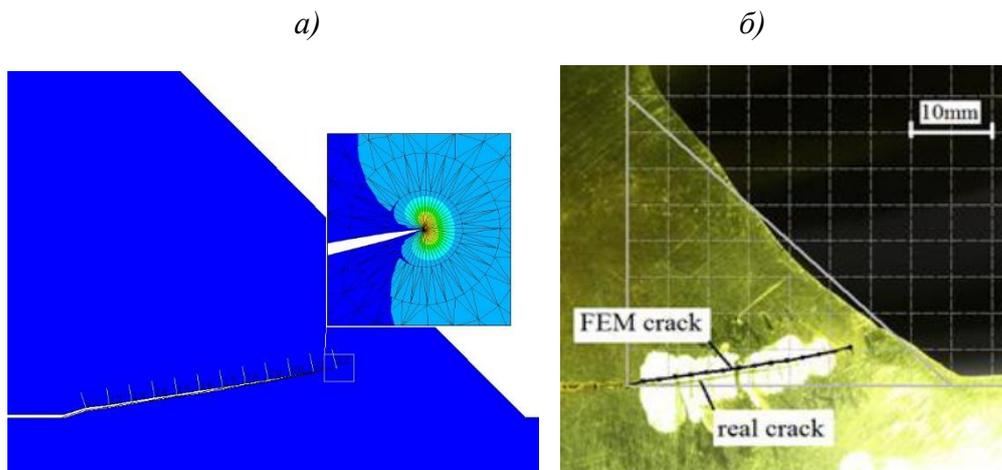


Рис. 8. Моделирование роста трещины: а) – моделирование траектории роста трещины; б) – траектория роста трещины

Таблица 1. Рассматриваемые значения геометрических параметров

t_1	t_2	K_b	K_g	a
4, 10, 16, 40	10, 16, 40	4, 6.4, 10, 16, 40	4, 6, 6.4, 9.6, 10, 16, 24, 40	1.6, 4, 6.4, 10, 16, 40

Все расчеты проводились при растягивающем напряжении $\sigma = 100$ МПа. Было рассчитано 250 моделей.

Поиск зависимости КИН с применением регрессионного анализа велся в виде

$$K_I = f' \left(\frac{K_b}{t_2}, \frac{a}{t_1}, \frac{K_g}{K_b}, \frac{t_1}{t_2} \right) \cdot f'' \left(\frac{w + a'}{w} \right),$$

где $w = \frac{t_1 - a}{2} + K_g$, a' - приращение трещины на шаге моделирования.

По результатам расчетов получена зависимость инженерного вида

$$K_I = 0,0145\sigma\sqrt{\pi a} \frac{\left(\frac{K_g}{K_b}\right)^{0,0879} \left(\frac{t_1}{t_2}\right)^{0,4809} \left(\frac{w+a'}{w}\right)^{2,1453}}{\left(\frac{K_b}{t_2}\right)^{0,4025} \left(\frac{a}{t_1}\right)^{0,0698}}. \quad (2)$$

В этой зависимости σ задается в МПа, размеры в мм.

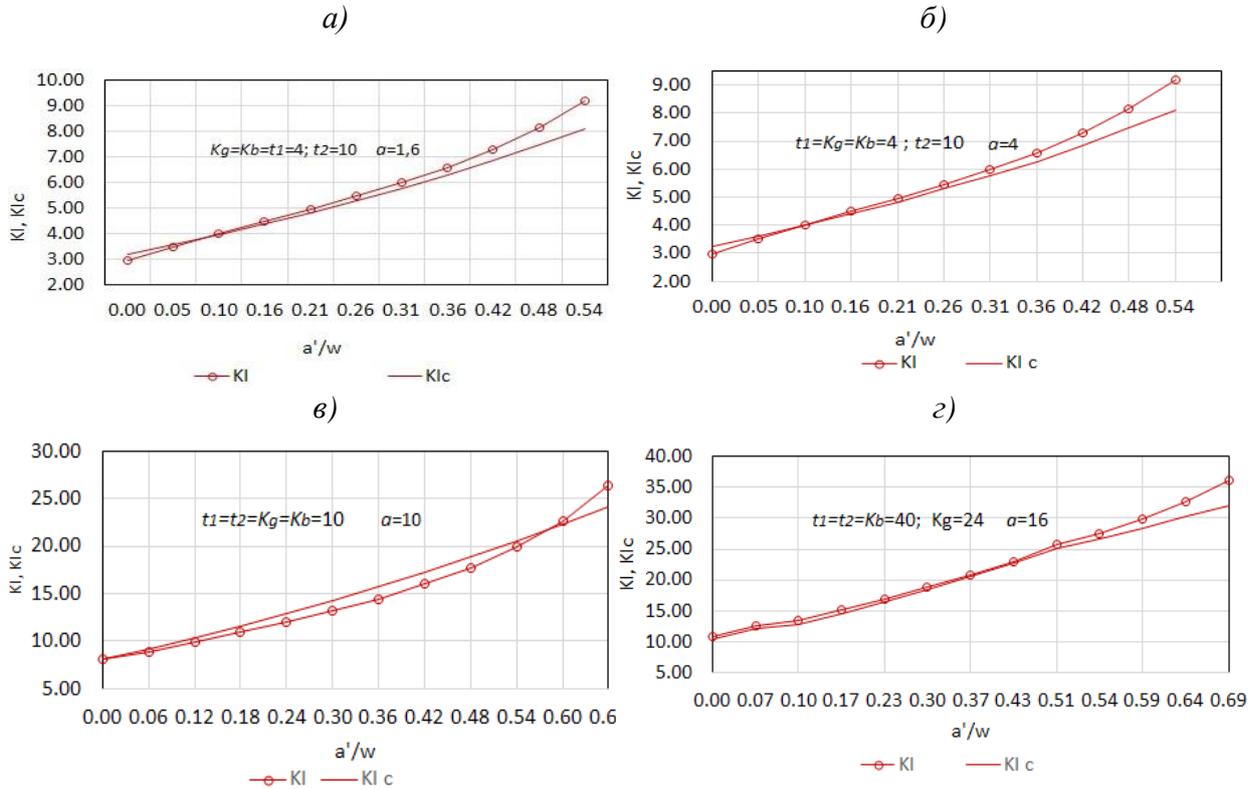


Рис. 9. Влияние роста трещины от непряра на КИН в крестовом соединении по результатам расчета K_I (Ansys) и зависимости K_{Ic} (2)

Наиболее значительно на изменение K_I влияет приращение длины трещины a'/w . Это влияние при сравнении с результатами, рассчитанными в Ansys и по полученной зависимости (2), при параметрах геометрии и начальной ширине непряра $a = 1.6, 4, 10$ и 16 мм, приведенными в поле рисунка, показано на рис. 9. Среднее отклонение K_{Ic} от K_I составляет 6 %. Увеличение расхождений наблюдается при искривлении траектории трещин к носку за счет возрастания влияния КИН K_{II} .

Обсуждение

В работе [7] представлена зависимость, полученная Франком и Фишером, для определения КИН в вершине трещины от непряра для крестового сварного соединения

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{2} \cdot \sec\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot W}\right)} \cdot \frac{A_1 + \frac{A_2 \cdot a}{2 \cdot W}}{1 + \frac{2 \cdot K}{t}}, \quad (3)$$

где a – длина трещины, $t = t_1 = t_2$, $K = K_g = K_b$, $W = K + \frac{t}{2}$,

$$A_1 = 0,528 + 3,287 \cdot \frac{K}{t} - 4,361 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^2 + 3,696 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^3 - 1,875 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^4 + 0,415 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^5,$$

$$A_2 = 0,218 + 2,717 \cdot \frac{K}{t} - 10,171 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^2 + 13,122 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^3 - 7,755 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^4 + 1,783 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^5.$$

Зависимость, представленная Британским институтом стандартов в нормативном документе BS PD 6493 [28], базируется на формуле (3), но имеет немного другие значения коэффициентов полинома.

$$K_I = M_k \cdot \sigma_m \sqrt{\pi \cdot \frac{a}{2} \cdot \sec\left(\frac{\pi \cdot a}{2 \cdot w}\right)}, \quad (4)$$

где $M_k = A_0 + A_1 \left(\frac{a}{2 \cdot K + t}\right) + A_2 \left(\frac{a}{2 \cdot K + t}\right)^2$, $A_0 = 0,956 - 0,343 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)$,

$$A_1 = -1,219 + 6,210 \cdot \left(\frac{K}{t}\right) - 12,220 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^2 + 9,704 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^3 - 2,741 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^4,$$

$$A_2 = 1,954 - 7,938 \cdot \left(\frac{K}{t}\right) + 13,299 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^2 - 9,541 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^3 + 2,513 \cdot \left(\frac{K}{t}\right)^4.$$

В этих зависимостях σ подставляется в МПа, a и t в метрах.

В работе [20] коэффициент K_I предложено определять по зависимости

$$K_I = \sigma \sqrt{\pi \frac{a}{2}} \cdot F(a, t, K) \cdot \Phi(t, K), \quad (5)$$

где $F(a, t, K) = A \left(\frac{t}{K}\right) \left(\frac{a}{t} - 1\right)^2 + 1$;

$$A \left(\frac{t}{K}\right) = -0,0591 \left(\frac{t}{2K}\right)^5 + 0,0824 \left(\frac{t}{2K}\right)^4 + 2,1418 \left(\frac{t}{2K}\right)^3 - 3,6826 \left(\frac{t}{2K}\right)^2 + 4,1218 \left(\frac{t}{2K}\right) - 1,1815;$$

$$\Phi = 0,5676 \cdot \left[\ln \left(\frac{t}{2K}\right) + 1,6665 \right].$$

В зависимости (20) σ задается в МПа, a и t в мм.

В работе [13] методом граничного элемента получена зависимость

$$K_I = \sigma \sqrt{\frac{\pi a}{2}} \left[0,784 + 0,966 \frac{2a}{t} + 1,225 \left(\frac{2a}{t} \right)^2 - 1,067 \left(\frac{2a}{t} \right)^3 + 3,982 \left(\frac{2a}{t} \right)^4 \right]. \quad (6)$$

В зависимости (6) σ задается в МПа, a и t в метрах.

В отличие от зависимости (2) формулы (3)...(6) применимы только при одинаковых толщинах свариваемых элементов и катетах швов. Также зависимости (3), (4) и (6) не рассматривают рост трещины, а определяют K_I только в исходном неповаре.

Проведено сравнение зависимостей (3), (4), (5) и (6) с полученной в работе зависимостью (2) в вершине начального неповара при равных толщинах и равных катетах швов, показанное на рис. 10.

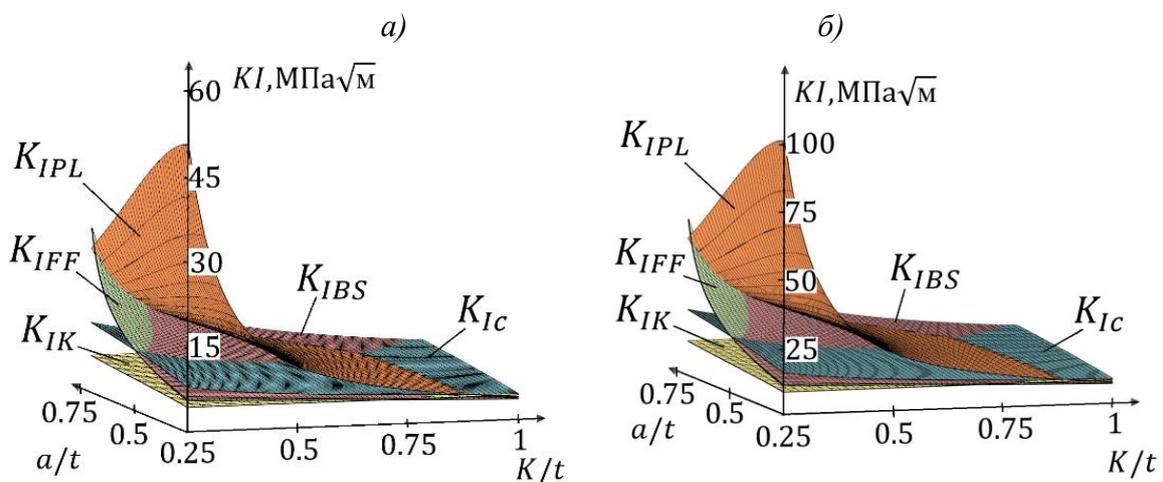


Рис. 10. Сравнение зависимостей (2) - (6) при варьировании a/t и K/t ($K=K_g=K_b$)
а) - $t = 10$ мм, б) - $t = 40$ мм; на графиках приняты следующие обозначения K_I : K_I - Ansys, K_{IC} - зависимость (2), K_{IFF} - зависимость (3), K_{IBS} - зависимость (4), K_{IPL} - зависимость (5), K_{IK} - зависимость (6),

Результат сравнения показывает, что в области $K/t = 0,5...1$ и $a/t = 0,25...0,5$ зависимости показывают близкие результаты. Зависимости (3) и (4) практически не отличаются друг от друга во всем диапазоне варьирования. Начиная с $K/t < 0,5$ и $a/t > 0,5$ зависимости (3) - (5) существенно завышают значения K_I , а зависимость (6) незначительно занижает их.

Расчетные зависимости КИН K_I , требующие длительных вычислений или полученные при изгибе для сравнения с (2) не использовались.

Заключение

Исследование показывает, что зарождение усталостных трещин в крестовом соединении с неповаром может начинаться в неповаре или носке, но также и в нескольких местах одновременно. Чаще всего одна из

трещин является ведущей, но окончательное разрушения может происходить и от слияния трещин.

Непровары в вершине имеют разнообразную и сложную форму, которая с трудом описывается радиусом или классической трещиной, часто имеют острые углы близкие трещине. Место появления усталостной макротрещины определяется уровнем концентрации напряжений в непроваре и носке. Показано, что наряду с существующими подходами к расчету по критерию усредненной плотности энергии упругой деформации (SED) с введением в зонах концентрации носка и непровара фиктивных U и V-образных надрезов, закруглений в форме круга или полукруга, место зарождения трещины может быть оценено сравнением коэффициентов концентрации K_t , которые учитывают относительную ширину непровара, его остроту и остроту носка.

Эксперименты и расчеты свидетельствуют о том, что трещины от непровара при растяжении по разрезному элементу не растут вдоль высоты вписанного треугольника, а развиваются полого, ближе к горизонтальному катету K_g .

Уровень напряжений в вершине трещинообразного непровара определяется коэффициентами интенсивности напряжений. При растяжении наибольшее значение имеет КИН K_I . В работе, на основании вычисленного эксперимента МКЭ, получена зависимость (2) для расчета K_I , которая в отличие от известных зависимостей имеет вид удобный для инженерных расчетов и одновременно учитывает влияние геометрических параметров соединения и размеры трещины в период ее роста. Проведено сравнение полученной зависимости в известными зависимостями [7, 13, 20, 28] при исходном непроваре, $t_1 = t_2$ и $K_g = K_b$ показавшее хорошее соответствие всех зависимостей в диапазоне $K/t = 0,5 \dots 1$, $a/t = 0,25 \dots 0,5$, а также существенное завышение K_I зависимостями (3) - (5) при $K/t < 0,5$ и $a/t > 0,5$.

Влияние на K_I одновременно геометрических параметров и роста трещины учитывается только зависимостями (2) и (5), но расчеты показали, что зависимость (5) определяет значения K_I со значительными колебаниями в определенных диапазонах, поэтому сравнение между ними не проводилось.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] ISO 9692-1 Welding and allied processes — Types of joint preparation — Part 1: Manual metal arc welding, gas-shielded metal arc welding, gas welding, TIG welding and beam welding of steels. 2013. p. 13.
- [2] ГОСТ 5264-80 Ручная дуговая сварка. Соединения сварные. Основные типы, конструктивные элементы и размеры. 43 с.

- [3] Hobbacher A.F. Recommendations for fatigue assessment of welded joints and components, IIW Collection. Springer International Publishing Switzerland. 2016. 142 p.
- [4] СП 16.13330.2017 «СНиП П-23-81* Стальные конструкции». М.: 2017. 131 с.
- [5] Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue. 2005. p. 34.
- [6] Manzhula K.P. On application of the french lines for the prediction of the number of cycles to failure. Strength of materials. 2005. t. 37. №1. pp. 64-69.
- [7] Frank K.H., Fisher J.W. Fatigue Strength of Fillet Welded Cruciform Joints. Journal of the Structural Division ASCE. 1979. Vol. 105. №ST9. Pp. 1727–1741.
- [8] Song W., Liu F., Berto X., Wang P., Fang H. Fatigue failure transition analysis in load-carrying cruciform welded joints based on strain energy density approach. Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures. 2017. pp. 1-14.
- [9] Nykänen T., Li, X., Björk, T., and Marquis, G. “A Parametric FractureMechanics Study of Welded Joints with Toe Cracks and Lack of Penetration.” Engineering Fracture Mechanics, Vol. 72, No. 10, 2005, pp. 1580–1609. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2004.11.004>.
- [10] Fricke W. Round-Robin Study on Stress Analysis for the Effective Notch StressApproach, IIW document, XIII-2129-06/XV-1223-06. p. 2006.
- [11] Nielsen K. Crack Propagation in Cruciform Welded Joints. 2011. p. 62
- [12] Janosch By J.J. Investigation into the Fatigue Strength of Fillet Welded Assemblies of E-36-4 Steel As a Function of the Penetration of the Weld Subjected to Tensile and Bending Loads. Welding research supplement. 1993. pp. 355-365.
- [13] Кархин В.А. Коэффициенты концентрации и интенсивности напряжения в сварных соединениях. Труды ЛПИ. 1988. № 428. С. 79-88.
- [14] Manzhula K.P., Shlepetinskiy A.Y. Theoretical Stress Concentration Factors at a Cruciform Welded Joint. Advances in Mechanical Engineering. MMESE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer. 2024. pp. 157-170.
- [15] Шлепетинский А.Ю., Манжула К.П. Коэффициенты интенсивности напряжений в крестовом сварном соединении с непроваром. Научно-технические ведомости СПбГПУ. СПб.: Изд-во СПбГПУ. 2010, №4(110) С.137-146
- [16] Shlepetinskiy A.Y., Manzhula K.P., Saveliev A.G. Fatigue crack path and propagation rate at weld root in cruciform joint IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, International Scientific and Technical Conference INTER-STROYMEH - 2020, Kazan State University of

- Architecture and Engineering, Republic of Tatarstan, Kazan, 12-13 September 2019. pp. 1-7.
- [17] Zhao H., Seng Tjhen Lie S. T., Zhang Y. Prediction of Stress Intensity Magnification Factors of a Weld Toe Crack in Load-Carrying Cruciform Fillet Welded Joints Under Axial Loading. *International Journal of Steel Structures* 19(3). 2019. pp. 978–990
- [18] Ahola A. Stress components and local effects in the fatigue strength assessment of fillet weld joints made of ultra-high-strength steels. Dissertation. Lappeenranta. 2020. p. 88.
- [19] Tsang, K. S. Fatigue crack growth studies on welded joints with multiple weld toe cracks. Doctoral thesis, Nanyang Technological University, Singapore. 2021. p. 165.
- [20] Летова Т.И., Петин С.В. Оценка усталостной долговечности крестообразных сварных соединений, передающих нагрузку. *Magazine of Civil Engineering*, №3(38), 2013. pp. 51-58.
- [21] Molski K. L. Stress concentration at load-carrying fillet welded cruciform joints subjected to tensile and bending loads. *Acta mechanica et automatica*, vol.13 no.4. 2019. pp. 245-250.
- [22] Mohamed M.A., Manurung Y.H.P., Ghazali F.A., Karim A.A. Finite element-based fatigue life prediction of a loadcarrying cruciform joint. *Journal of Mechanical Engineering and Sciences*. V8 , 2015. pp. 1414-1425.
- [23] Al-Mukhtar A. M., Henkel S., Biermann H., Hübner P. A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors of Cruciform and Butt Welded Joints for Some Geometrical Parameters. *Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering*. V3, N4, 2009. pp. 236 – 245.
- [24] Radaj D., Berto F., Lazzarin P. Local fatigue strength parameters for welded joints based on strainenergy density with inclusion of small-size notches. *Engineering Fracture Mechanics*, 76. 2009 pp.1109–1130
- [25] Braun M., Milaković A., Renken F., Fricke W., Ehlers S. Application of Local Approaches to the Assessment of Fatigue Test results obtained for Welded Joints at Sub-Zero Temperatures. Preprint. 2020.
- [26] Mori T. Evaluation Formula for Fatigue Strength of Cruciform Welded Joints Failing from Weld Roots under Bi-Axial Loading. *Steel Structures*. V8. 2008. pp. 143-153.
- [27] Lie, S.-T., Zhao, H.-S.. Fracture analysis of load-carrying cruciform fillet welded joints with multiple cracks. *Engineering Fracture Mechanics*. 193. 2018. pp. 32-46.
- [28] PD 6493. Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures. Appendix J:29. – London: British Standard Institution, 1997.

- [29] Noblett, J. E., Andrews. A. A stress intensity factor solution for root defects in fillet and partial penetration welds: TWI Research Report 575/1996 UK, Cambridge: TWI. 1996.

K.P. Manzhula¹, A.Y. Shlepetinskiy²

STRESS INTENSITY FACTORS IN THE ROOT OF CRUCIFORM WELDED JOINTS AND CRACK INITIATION CONDITIONS

¹Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Russia

²Engineering Center JSC "Nevsky Zavod"

Abstract

Cross welded joints with lack of penetration at the root of the weld are investigated. It is shown that, depending on the width and shape of the tip of the lack of fusion, a fatigue crack can initiate from a toe or lack of fusion, or from several concentrators simultaneously. A condition is formulated for the equally probable onset of destruction from the toe and lack of fusion, taking into account their geometric dimensions. For crack-shaped lack of fusion, based on finite element research, an equation for calculating stress intensity factors was obtained, taking into account the geometry of the joint, the parameters of lack of fusion and the crack growth trajectory. The resulting equation is compared with known dependencies.

Key words: stress intensity factor, stress concentration factor, crack trajectory, cross welded joint, lack of fusion, fatigue crack.

REFERENCES

- [1] ISO 9692-1 Welding and allied processes — Types of joint preparation — Part 1: Manual metal arc welding, gas-shielded metal arc welding, gas welding, TIG welding and beam welding of steels. 2013. p. 13.
- [2] GOST 5264-80 Manual arc welding. Welded connections. Main types, structural elements and dimensions. 43 p.
- [3] Hobbacher A.F. Recommendations for fatigue assessment of welded joints and components, IIW Collection. Springer International Publishing Switzerland. 2016. 142 p.
- [4] SP 16.13330.2017 “SNIP P-23-81* Steel structures”. M.: 2017. 131 p.
- [5] Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-9: Fatigue. 2005. p. 34.

- [6] Manzhula K.P. On application of the french lines for the prediction of the number of cycles to failure. *Strength of materials*. 2005. t. 37. №1. pp. 64-69.
- [7] Frank K.H., Fisher J.W. Fatigue Strength of Fillet Welded Cruciform Joints. *Journal of the Structural Division ASCE*. 1979. Vol. 105. №ST9. Pp. 1727–1741.
- [8] Song W., Liu F., Berto X., Wang P., Fang H. Fatigue failure transition analysis in load-carrying cruciform welded joints based on strain energy density approach. *Fatigue & Fracture Engineering Materials & Structures*. 2017. pp. 1-14.
- [9] Nykänen T., Li, X., Björk, T., and Marquis, G. “A Parametric FractureMechanics Study of Welded Joints with Toe Cracks and Lack of Penetration.” *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 72, No. 10, 2005, pp. 1580–1609. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2004.11.004>.
- [10] Fricke W. Round-Robin Study on Stress Analysis for the Effective Notch StressApproach, IIW document, XIII-2129-06/XV-1223-06. p. 2006.
- [11] Nielsen K. Crack Propagation in Cruciform Welded Joints. 2011. p. 62
- [12] Janosch By J.J. Investigation into the Fatigue Strength of Fillet Welded Assemblies of E-36-4 Steel As a Function of the Penetration of the Weld Subjected to Tensile and Bending Loads. *Welding research supplement*. 1993. pp. 355-365.
- [13] Karkhin V.A. Stress concentration and intensity coefficients in welded joints. *Proceedings of LPI*. 1988. No. 428. pp. 79-88.
- [14] Manzhula K.P., Shlepetinskiy A.Y. Theoretical Stress Concentration Factors at a Cruciform Welded Joint. *Advances in Mechanical Engineering. MMESE 2023. Lecture Notes in Mechanical Engineering*. Springer. 2024. pp. 157-170
- [15] Shlepetinsky A.Yu., Manzhula K.P. Stress intensity factors in a cross welded joint with lack of penetration. *Scientific and technical bulletins of SPbSPU*. SPb.: SPbSPU Publishing House. 2010, No. 4(110) pp. 137-146
- [16] Shlepetinskiy A.Y., Manzhula K.P., Saveliev A.G. Fatigue crack path and propagation rate at weld root in cruciform joint IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, International Scientific and Technical Conference INTER-STROYMEH - 2020, Kazan State University of Architecture and Engineering, Republic of Tatarstan, Kazan, 12-13 September 2019. pp. 1-7.
- [17] Zhao H., Seng Tjhen Lie S. T., Zhang Y. Prediction of Stress Intensity Magnification Factors of a Weld Toe Crack in Load-Carrying Cruciform Fillet Welded Joints Under Axial Loading. *International Journal of Steel Structures* 19(3). 2019. pp. 978–990

- [18] Ahola A. Stress components and local effects in the fatigue strength assessment of fillet weld joints made of ultra-high-strength steels. Dissertation. Lappeenranta. 2020. p. 88.
- [19] Tsang, K. S. Fatigue crack growth studies on welded joints with multiple weld toe cracks. Doctoral thesis, Nanyang Technological University, Singapore. 2021. p. 165.
- [20] Letova T.I., Petinov S.V. Evaluation of the fatigue life of cross-shaped welded joints transferring load. Magazine of Civil Engineering, No. 3(38), 2013. pp. 51-58.
- [21] Molski K. L. Stress concentration at load-carrying fillet welded cruciform joints subjected to tensile and bending loads. Acta mechanica et automatica, vol.13 no.4. 2019. pp. 245-250.
- [22] Mohamed M.A., Manurung Y.H.P., Ghazali F.A., Karim A.A. Finite element-based fatigue life prediction of a loadcarrying cruciform joint. Journal of Mechanical Engineering and Sciences. V8 , 2015. pp. 1414-1425.
- [23] Al-Mukhtar A. M., Henkel S., Biermann H., Hübner P. A Finite Element Calculation of Stress Intensity Factors of Cruciform and Butt Welded Joints for Some Geometrical Parameters. Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering. V3, N4, 2009. pp. 236 – 245.
- [24] Radaaj D., Berto F., Lazzarin P. Local fatigue strength parameters for welded joints based on strainenergy density with inclusion of small-size notches. Engineering Fracture Mechanics, 76. 2009 pp.1109–1130
- [25] Braun M., Milaković A., Renken F., Fricke W., Ehlers S. Application of Local Approaches to the Assessment of Fatigue Test results obtained for Welded Joints at Sub-Zero Temperatures. Preprint. 2020.
- [26] Mori T. Evaluation Formula for Fatigue Strength of Cruciform Welded Joints Failing from Weld Roots under Bi-Axial Loading. Steel Structures. V8. 2008. pp. 143-153.
- [27] Lie, S.-T., Zhao, H.-S.. Fracture analysis of load-carrying cruciform fillet welded joints with multiple cracks. Engineering Fracture Mechanics. 193. 2018. pp. 32-46.
- [28] PD 6493. Guidance on Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Fusion Welded Structures. Appendix J:29. – London: British Standard Institution, 1997.
- [29] Noblett, J. E., Andrews. A. A stress intensity factor solution for root defects in fillet and partial penetration welds: TWI Research Report 575/1996 UK, Cambridge: TWI. 1996.