ISSN Современное машиностроение: Наука и образование : материалы 14-й Международной научной конференции / Под ред. А.Н. Евграфова и А.А. Поповича. - СПб.: ПОЛИТЕХ_ПРЕСС, 2025.

УДК 621.792.05: 539.4.014.11 doi:10.18720/SPBPU/2/id-144

К.П. Манжула¹, А.Ю. Шлепетинский²

КОЭФФИЦИЕНТЫ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ В СОПРЯЖЕНИИ ОСНОВНОГО МЕТАЛЛА С НАПЛАВЛЕННЫМ КРЕСТОВОГО СВАРНОГО СОЕДИНЕНИЯ ПРИ РАСТЯЖЕНИИ И ИЗГИБЕ



¹Константин Павлович Манжула, д.т.н., профессор Санкт-Петербургский политехнический университет Петра Великого Россия, Санкт-Петербург Тел.: (812) 552-84-01, E-mail: conpaman@gmail.com ²Антон Юрьевич Шлепетинский, к.т.н. Инженерный центр, АО «Невский завод» Россия, Санкт-Петербург Тел.: (921)385-78-52, E-mail: A.Shlepetinskiy@reph.ru

Аннотация

Получены зависимости для расчета теоретического коэффициента концентрации напряжений в зоне радиуса сопряжения основного металла с соединения наплавленным крестового сварного нагружении при растяжением И изгибом. Рассматривается соединение С полным проплавлением корня сварного шва. Исследования напряженнодеформированного состояния проведены методом конечного элемента при варьировании геометрических параметров соединения с последующей обработкой вычислительного эксперимента и построением нелинейной Дана оценка полученных зависимостей в регрессионной модели. сравнении с результатами вычислительного эксперимента, а также с известными расчетными зависимостями. Достоинством полученных зависимостей является их компактный вид, применимый для инженерных расчетов, а также наиболее полный учет влияющих геометрических параметров.

Ключевые слова: крестовое сварное соединение, теоретический коэффициент концентрации напряжений, растяжение, изгиб, метод конечных элементов, расчетные зависимости.

Введение

В данном исследовании теоретический коэффициент концентрации напряжений (ТККН) в крестовом сварном соединении определяется как

$$K_t = \sigma_{max} / \sigma_n , \qquad (1)$$

где σ_{max} - максимальное нормальное напряжение в зоне сопряжения металла с наплавленным, называемой основного В англоязычной литературе toe, σ_n - номинальное нормальное напряжение вдали от концентратора, определяемое по формулам сопромата. Исследования концентрации напряжений в этой зоне крестовых соединений содержатся в работах [1 - 18]. По числу учитываемых независимых геометрических параметров, влияющих на концентрацию напряжений, их можно разделить на: трехпараметрические [4, 5], четырехпараметрические [1, 5, 7, 15], пятипараметрические [3, 6, 9-11, 13, 14], шестипараметрические [18], восьмипараметрические [17]. Усиление сварного шва учитывается только в зависимости [17], но зависимость получена для соединения с продольным ребром и для определения концентрации напряжений в зоне сопряжения некоторые параметры избыточны. крестового соединения Первые были получены расчетные зависимости на основе анализа экспериментальных исследований поляризационно-оптических моделей, с элементов, помощью метода граничных однако основная часть зависимостей получена по результатам исследований методом конечного элемента (МКЭ) на основе регрессионного анализа. Все зависимости ограничены в применении не только числом геометрических параметров, но диапазоном их варьирования. Для определения K, применяют в последнее время также обученные нейронные сети [19]. Анализ точности расчета K_t по известным зависимостям приведен в работе [20].

Основными геометрическими параметрами, определяющими концентрацию напряжений в крестовом соединении, являются толщины *t*, t_1 , катеты K_g , K_b вписанного треугольника, радиус R сопряжения основного металла с металлом шва в углу, усиление q шва (рис.1.). В многих зависимостях [1, 3, 5, 6, 9-11, 13, 17], задается угол θ в качестве независимого влияющего параметра, однако он не определяется отдельно нормативной, конструкторской и технологической документацией, а является производным от отношения катетов K_b/K_{ϱ} , которые документации всегда указываются. В некоторых работах угол в также зависит от усиления шва. Усиление q шва изменяет суммарный угол отклонения силового потока и определяется стандартами на сварку, поэтому логически должно учитываться отдельно, а не совокупным углом θ . Высота *h* используется в качестве влияющего параметра в работе [9], но, как показывают исследования, в передаче силового потока по высоте участвует $(0.4...0.5)K_b$, поэтому в данной работе она не рассматривается.

На коэффициент K_t в сопряжении существенно могут влиять подрезы [18], однако в некоторых нормах они не допускаются и поэтому в качестве влияющих параметров в данной работе не рассматриваются.



Рис. 1. Схема крестового сварного соединения

Анализ существующих расчетных зависимостей K_t

Необходимость в определении коэффициента К, появляется при выполнении поверочных расчетов на сопротивление усталости, хрупкой прочности или на ранних этапах трещиностойкости. В проектировочных области расчетах, проводимых В упругости деформирования, максимальные напряжения выше предела текучести вызывают интерес значительном превышении предела только при ИХ текучести значительном объеме, вызванным изменениями конструктивной формы. Также не всегда требуется выполнять поверочные расчеты, но в рабочей документации всегда указываются виды сварных швов, их геометрические размеры, которые и определяют уровень К₁. Поэтому инженерная оценка уровня максимальных напряжений в сварном шве или околошовной зоне (ОШЗ) необходима и на стадии проектирования для чего требуется иметь простые зависимости оценки К_t.

В расчетах сопротивления усталости, хрупкой прочности конструкций коэффициент K_t выступает в качестве одного из параметров методики расчета, учитывающей в свою очередь процессы зарождения микро, мезо и макротрещин в структуре материала и их дальнейшее развитие. Это могут быть инженерные методики расчета по S-N кривым или вычислительные в среде МКЭ, но в обоих случаях знание K_t и номинальных напряжений позволяет не моделировать подробно геометрию шва и околошовных зон.

Геометрические параметры, определяющие K_t , можно разделить на более и менее влияющие. Самым значительно влияющим параметром является радиус R. В расчетных зависимостях, представленных в литературе, диапазон его варьирования не всегда указывается в

абсолютных значениях, чаще в отношении к толщине t в виде R/t или t/R. Если привести относительные значения к виду R/t, то для известных зависимостей диапазон составляет R/t = 0.003...1. То или иное относительное значение *R/t* может быть получено при малых или больших значениях абсолютных размеров R и t, при этом их отношение будет неизменным. Например, отношение R/t = 0.02 может быть получено при следующих сочетаниях параметров: R = 0.2 мм и t = 10 мм; R = 0.8 мм и t= 40 мм; R = 2 мм и t = 100 мм. Их влияние на расчетные значения K_t будет одинаковым, но зоны напряжений $\sigma > \sigma_{0.2}$ или $\sigma > \sigma_{-1}$ во всех случаях окажутся разными. В таблице 1 для стали 09Г2С приведены результаты расчета коэффициентов K_t , площадей $S_{\sigma_{0,2}}$ металла превышающих по напряжениям предел текучести $\sigma_{0,2}$ и площадей $S_{\sigma_{-1}}$ превышающих по напряжениям предел выносливости σ_{-1} , а также геометрические параметры трех крестовых сварных соединений при растяжении номинальными напряжениями $\sigma_n = 100$ МПа, у которых соблюдены условия подобия $t/t_1 = K_b/K_g = 1$ и R/t = 0.02.

Соединение	t	t_1	K_{g}	K_b	q	θ	R	<i>К</i> _t ПДС	K _t ПНС	S _{σ_{0.2} ПНС}	S _{σ1} ПНС
	MM	MM	MM	MM	ММ	0	MM			MM ²	MM ²
1	10	10	10	10	0	45	0.2	3.696	4.162	0.0008	0.0052
2	40	40	40	40	0	45	0.8	3.696	4.163	0.0131	0.0836
3	100	100	100	100	0	45	2.0	3.704	4.168	0.075	0.5152

Таблица 1. Сварные соединения с одинаковым значением R/t = 0.02

Для каждого из этих трех соединений составлялась модель и проводился расчет НДС в сопряжении. При уровне номинальных напряжений $\sigma_n = 100$ МПа и $K_t = 4.162$ в ОШЗ возникают зоны пластичности и циклической неупругости. Для соединений 1, 2, 3 в таблице 2 показана конечно-элементная сетка в зоне радиуса R с расчетом МКЭ изолиний первого главного напряжения. На примере стали 09Г2С с пределом текучести $\sigma_{02} = 365 \text{ M}\Pi a$ определялся размер зоны пластичности и зоны усталости. Предел выносливости, стали 09Г2С, соответствующий рассматриваемому пределу текучести, определенный на корсетных образцах, вырезанных из листовой прокатной стали толщиной 14 мм, на базе 10⁷ циклов нагружения при изгибе с вращением составил $\sigma_{-1} = 282$ выносливости металла предел околошовной МПа. хотя 30НЫ. расположенной в зоне концентратора, несколько выше 302 МПа [21]. определялись по Размеры узлам элементов. попалаюших 30H соответственно в зону выше линии напряжений $\sigma > 365$ МПа и выше линии напряжений $\sigma_{-1} = 282$ МПа. Также определялись линейные размеры зоны в мм, показанные на табл. 2. Зона пластичности характеризуется наибольшими сдвиговыми деформациями в полосах скольжения и зарождающимися усталостными микротрещинами. Расчет показывает, что площадь этой зоны в соединении 1, имеющим R/t = 0.02, составляет 0.0008 мм², размер по глубине 0.011 мм (табл. 2).

Зона пластичности	Зона усталости					
$\sigma \ge \sigma_{0.2}$ = 365 ΜΠa	$\sigma \geq \sigma_{_{-1}} = 282 \; \mathrm{M}\Pi\mathrm{a}$	$\sigma \ge u = 141 \text{ M}\Pi a$				
Соединение 1 Соединение 1 Соединие 1 Соединение 1 Соединие 1 Соедини	$s_{\sigma_{-1}} = 0.0052 \text{ мм}^2$	$Su = 0.0052 \text{ mm}^2$				
Соединение 2						
$s_{\sigma_{0,2}} = 0.0131 \text{ MM}^2$	S _{σ₋₁} =0.0836 MM ²	$S_u = 6.338 \text{ mm}^2$				
Соединение 3 f_{116} $S \sigma_{0.2} = 0.075 \text{ мм}^2$	$s_{\sigma_{-1}} = 0.5152 \text{ мм}^2$	$S_u = 39.406 \text{ mm}^2$				

Таблица 2. Размеры зон пластичности и усталости в сварных соединениях с геометрическими параметрами $t/t_1 = K_b/K_g = 1$; R/t = 0.02; q = 0; $\theta = 45^\circ$

При больших отношениях R/t и больших толщинах t и t_1 площадь и глубина зоны условной пластичности растут, но составляют сотые доли мм и мм². Процессы усталостного повреждения происходят и в более глубоких слоях металла с напряжениями $\sigma > \sigma_{-1}$. Зоны усталостных повреждений в трех рассматриваемых соединениях рассчитаны для $\sigma_{-1} = 282$ МПа. Размеры и площади этих зон приведены в табл. 2, и видно, что они также составляют сотые и десятые доли мм и мм².

Размеры и площадь зоны накопления усталостных повреждений и разрушений связаны с размером зерна структуры и понятием структурного элемента. ОШЗ может иметь разную структуру в зависимости от стали, режимов сварки, сварочного материала, температуры воздуха и подогрева. В низколегированных слабозакаливаемых сталях структура металла вдоль линии сплавления является преимущественно бейнитной с ферритными прослойками [21, 22]. Размер зерна прокатного металла соответствует баллу 7...12 [22, 23, 24], что может соответствовать среднему размеру зерна феррита d = 8...20 мкм, определить размер зерна в ОШЗ вблизи линии сплавления довольно сложно, он может зависеть от выстраивания прослоек. Структурный элемент связывают с объемом ферритных материала, в котором может сформироваться растущая усталостная микротрещина. В пространстве такой объем должен занимать 2-3 зерна, в сечении - площадь более одного зерна, для того чтобы трещина могла преодолеть скопление зернограничных дислокаций.

Если использовать условия линейной механики разрушения то для того, чтобы сформировавшаяся в дальнейшем макротрещина стала развивающейся коэффициент интенсивности напряжений (КИН) К, в ее вершине должен удовлетворять условию $K_I \ge K_{th}$, где K_{th} - пороговый КИН. Размер зоны пластичности в вершине трещины в этом случае ориентировочно для ПНС можно оценить как $r_p = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_{th}}{K_t \sigma_n} \right)^2$. По разным источникам, например, для стали 09Г2С K_{th} ≈ 4.9...12 МПа√м, что для соединения 1 после вычислений дает диапазон $r_p = 22...132$ мкм. Из решения линейной механики разрушения известно, что зона сингулярности перед трещиной составляет *l*/50, где *l* – длина трещины ориентировочный [25]. Таким образом, минимальный размер развивающейся макротрещины в зоне концентратора должен составлять *l* = 1...7 мм. Полученные значения согласуются с размером структурного элемента, под которым понимают микрооднородность среды и размер которого для углеродистых и низколегированных сталей принимают 3-7 мм [26].

Расчетные зоны пластичности и усталости в зоне сопряжения соединений, представленных в табл. 2, по глубине не достигают 1 мм.

Между тем экспериментальные разрушения соединений с радиусом в носке R = 0.8...2 мм наблюдаются, а значит в процесс усталостного повреждения вовлекаются более глубокие слои металла, которые ограничиваются по глубине линией напряжений, равной $u \approx 0.5 \sigma_{-1}$. Для стали 09Г2С она составит 141 МПа, ее площадь включает в себя также рассмотренные выше площади. В соединении 1 зона $\sigma \ge u = 141$ МПа переходит в зону номинальных напряжений, то есть становится размытой и указывает на то, что развивающаяся макротрещина в ОШЗ не может сформироваться. В соединении 2, показанном на рис.2, зона с напряжениями $\sigma \ge 141$ МПа по глубине достигает 1 мм с площадью S = 6,3 мм² и в масштабе к соединению в целом соответствует представлениям о зоне инициации и формирования трещин в микро- мезо- и макроструктуре.

Выполненный анализ показывает, что уже при отношении R/t = 0.02 в случае соединения тонких листов при номинальных напряжениях на уровне предела выносливости 100 МПа, формирующейся зоны пластичности и усталости может быть недостаточно для образования распространяющейся макротрещины. Следовательно, оценивать K_t в области значений R/t < 0.02 возможно только при больших толщинах листов с указанием не только относительных значений независимых параметров, но и их абсолютных значений. Данный вывод требует дополнительных уточнений.

Геометрические параметры, которые достаточно полно описывают геометрию крестового сварного соединения, представлены на рис.1. Существенное влияние на концентрацию в сопряжении могут оказывать также еще подрезы сварных швов, несоосность стыкуемых листов, менее существенное влияние - непровары корня шва, поперечные к силовому потоку. Влияние непровара рассматривается в зависимостях [5, 11], но значимость его влияния требует дополнительных исследований. Высота h вертикального листа на K_t практически не влияет.

Результаты

С целью получения инженерных зависимостей K_t с перечисленными выше независимыми геометрическими параметрами выполнены расчеты крестовых соединений МКЭ в среде Ansys. Расчетные модели крестового соединения представляли собой ¹/₄ часть полного соединения. Для исключения ошибки в граничных условиях результаты проверялись на моделях полного и ¹/₂ соединений. Длина пластины, к которой прикладывалась нагрузка, принималась не менее (3-5)*t* от оси симметрии. Конечно-элементная сетка имела размеры в зоне концентратора 0.00007...0.00009 мм, в остальной части – 0.0005...0.0008 мм. Расчеты модели каждого соединения проводились при растяжении и изгибе. Определялись напряжения по первому главному напряжению и по Мизесу при плоскодеформированном (ПД) и плосконапряженном (ПН) состояниях. Коэффициенты K_t концентрации напряжений оценивалась по зависимости (1) по первому главному напряжению при ПН состоянии. Фрагмент сетки конечных элементов в зоне радиуса сопряжения и размер зоны усталости показан на примере соединения 2 (рис. 2).



Рис. 2. Размер зоны напряжений 141 МПа в сварном соединении 2 (табл. 1) с параметрами t/t1 = Kb/Kg = 1; R/t = 0.02; R = 0.8 мм; q = 0; θ = 45°

Диапазоны варьирования геометрических параметров и их расчетные комбинации для крестового соединения представлены в табл. 3.

Число	t,	<i>t</i> ₁ ,	Kg,	Kb,	<i>q</i> ,	θ,	R NO
расчетов	MM	MM	MM	ММ	MM	0	К, ММ
9	6	6	6	6	0	45	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
15	6	8	5	8	0;1; 1.5	58	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0
16	6	8	7	4	0;1; 1.5	30	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0
27	8	12	7	9	0; 1; 2	52	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	8	8	6	0; 1; 2	37	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	8	10	8	0; 1; 2	39	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	10	10	6	0; 1; 2	31	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	10	10	10	0; 1; 2	45	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	10	6	10	0; 1; 2	60	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	10	20	10	10	0; 1; 2	45	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
2	10	40; 5	10	10	0	45	0.2

Таблица 3. Расчетные комбинации параметров сварных соединений, рассчитанных при растяжении и изгибе

9	20	10	10	6	0	31	$0.2 \cdot 0.3 \cdot 0.4 \cdot 0.8 \cdot 1.2 \cdot 1.6 \cdot 2.0 \cdot 3.0 \cdot 4.0$
27	20	10	10	10	0.1.2	45	0.2, 0.3, 0.1, 0.0, 1.2, 1.0, 2.0, 3.0, 1.0
21	20	10	10	10	0; 1; 2	43	0.2, 0.5, 0.4, 0.8, 1.2, 1.0, 2.0, 5.0, 4.0
9	20	10	6	10	0	60	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
2	20	10	20	20	0	45	0.2; 0.4
2	20	20	10; 40	10	0	45	0.2
27	20	40	12	12	0; 1; 2	45	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	20	40	20	12	0; 1; 2	31	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	20	40	12	20	0; 1; 2	60	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27	40	10	10	10	0; 1; 2	45	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
1	40	10	10	40	0	45	0.2
27	40	20	20	12	0; 1; 2	31	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
2	40	20	10	10; 40	0	45	0.2
27	40	20	12	20	0; 1; 2	60	0.2; 0.3; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
2	40	10	40	40	0	45	0.2; 0.8
1	40	40	40	40	0	45	0.8

Общее число рассчитанных соединений при нагружении растяжением и изгибом составило 872 модели.

Полученные в результате вычислительного эксперимента по определению значений коэффициентов концентрации напряжений K_t аппроксимировались функцией вида

$$Y = A_0 \prod_{i=1}^{5} X_i^{a_i} = A_0 X_1^{a_1} X_2^{a_2} \dots X_5^{a_5}, \qquad (2)$$

где $Y = K_{tf}$, $X_1 = \frac{R}{t}$, $X_2 = \frac{K_g}{t}$, $X_3 = \frac{t_1}{t}$, $X_4 = \frac{K_b}{K_g}$, $X_5 = \frac{w}{a}$.

В этих зависимостях w = a + q; $a = [(K_g)^2 + (K_b)^2]^{0.5}$.

Показатели степени a_i определяются минимизаций ошибки разности значения y = log(Y), полученного в результате моделирования, и значения $\tilde{y} = log Y = a_0 + \sum_{i=1}^{L} a_i \cdot \tilde{x}_i$, получаемого по аппроксимирующей зависимости (1)

(1), то есть

$$F = \frac{1}{n} \sum_{m=1}^{n} \left(y_m - \left(a_0 + \sum_{i=1}^{L} a_i \widetilde{x}_{im} \right) \right)^2 \to \min$$

где *n* – количество вычислительных экспериментов по каждой величине, что приводит к системе уравнений, решением которой является вектор коэффициентов *a*_i.

В результате обработки всего массива расчетов, перечисленного в табл. 3, для теоретического коэффициента концентрации напряжений при растяжении K_{ttf} (индекс f указывает на результат обработки) получена зависимость

$$K_{ttf} = \frac{1.1357 \left(\frac{K_g}{t}\right)^{0.1192} \left(\frac{t_1}{t}\right)^{0.0511} \left(\frac{K_b}{K_g}\right)^{0.1573} \left(\frac{w}{a}\right)^{0.3464}}{\left(\frac{R}{t}\right)^{0.3355}};$$
(3)

для теоретического коэффициента концентрации напряжений при изгибе K_{tbf} получена зависимость

$$K_{tbf} = \frac{0.9057 \left(\frac{K_g}{t}\right)^{0.0337} \left(\frac{t_1}{t}\right)^{0.0066} \left(\frac{K_b}{K_g}\right)^{0.1089} \left(\frac{w}{a}\right)^{0.2654}}{\left(\frac{R}{t}\right)^{0.3235}}.$$
(4)

Анализ результатов

Получаемые по зависимостям K_{uf} и K_{tbf} расчеты сравнивались с результатами расчетов K_{tt} и K_{tb} , полученными МКЭ и определялась средняя ошибка по зависимости

$$\Delta = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^{n} \left| \frac{K_{tfi} - K_{ti}}{K_{ti}} \right| 100\%$$

где K_{tfi} - значение, рассчитанное по зависимостям (3) и (4), а K_{ti} - значение, рассчитанное МКЭ. Средняя ошибка в определении K_{ttf} при растяжении, по сравнению с расчетами МКЭ, составляет 3,9 %, средняя ошибка в определении K_{tbf} составляет 3,5 %, что можно рассматривать как удовлетворительный результат для достаточно широкого диапазона варьирования геометрических параметров соединения. Следует отметить, что по всему расчетному массиву выполненному в Ansys, имеют место 25 выброс ов значений ошибки от 20 до 10%, не имеющих систематического характера. Значения K_t с этими выпадами были включены в обработку.

Наиболее влияющим геометрическим параметром на коэффициент K_t является радиус R. Его влияние рассмотрено на примере двух соединений, показанных на рис. 3, с параметрами: а) - t = tl = 10 мм, $K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, q = 1 и 2 мм; b) - t = 40 мм, tl = 20 мм, $K_g = 12$ мм, $K_b = 20$ мм, q = 1 и 2 мм. Графики отражают сравнение результатов расчетов МКЭ с расчетами по зависимостям (3) и (4). Общая закономерность влияния R сохраняется как при растяжении и изгибе, так и при разном сочетании геометрии. В диапазоне изменения R = 0,2...4 мм коэффициент K_t меняется в 3...2,6 раз. Графики отражают также влияние усиления q шва на K_t . При одинаковой геометрии соединений и изменении только усиления q видно, что усиление q = 1 и 2 мм очень слабо влияет на концентрацию напряжений как при растяжении, так и при изгибе (кривые расположены близко друг к дугу).

Существенно влияет на концентрацию напряжений толщина t элемента, к которому прикладывается нагрузка, и не влияет на концентрацию напряжений, в случае одноосного растяжения и чистого изгиба, толщина t_1 ненагруженного элемента, рассматриваемого в качестве самостоятельного параметра, что видно на рис. 4, где их влияние представлено горизонтальными линиями. Влияние t_1 на K_t будет заметным в случае нагружения соединения косым изгибом, то есть при приложении момента с одной стороны горизонтального элемента и закреплении на другой стороне.



Рис. 3. Влияние изменения радиуса R и усиления шва q на K_t при растяжении и изгибе в соединениях с параметрами: a) - t = tl = 10 мм, $K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм; b) - t = 40 мм, tl = 20 мм, $K_g = 12$ мм, $K_b = 20$ мм

Для соединения с параметрами $K_g = K_b = 10$ мм, q = 0, R = 0.2 по очереди варьировались толщины t и t_1 в диапазоне от 0 до 60 мм (для толщины 60 мм выполнены дополнительные расчеты МКЭ). Видно, что влияние толщины t гораздо существеннее при изгибе, K_t меняется от 3.16 до 4.18, в то время как при растяжении K_t меняется от 4.16 до 5.0.



Рис. 4. Влияние на K_t толщин элементов t и t_1 по результатам расчетов МКЭ в соединении с $K_g = K_b = 10$ мм, q = 0, R = 0.2

Катеты сварного соединения влияют на концентрацию напряжений в меньшей степени, к тому же они являются только относительно независимыми, так как связаны с толщинами соединяемых элементов. Но при определенных толщинах катеты могут быть выполнены различной величины и в этих пределах имеют самостоятельной влияние на концентрацию. На рис. 5 показано влияние катетов K_g и K_b на примере двух соединений, отличающихся друг от друга толщинами элементов: в одном соединении $t = t_1 = 20$ мм, в другом $t = t_1 = 40$ мм, остальные параметры одинаковы: q = 0, R = 0.8. Оба катета менялись одинаково возрастанием на 2 мм и поэтому отражают одновременное влияние двух катетов. Увеличение размеров катетов приводит к росту концентрации напряжений, этот рост более значителен при растяжении (верхние линии на графике), чем при изгибе. Также видно, что влияние катетов выше в соединениях с более тонкими элементами.



Рис. 5. Влияние изменения размеров катетов шва на K_t в соединении с толщинами $t = t_1 = 20$ мм, и соединении с толщинами $t = t_1 = 40$ мм, при остальных одинаковых параметрах q = 0, R = 0.8

Зависимости K_{ttf} и K_{tbf} сравнивались с наиболее известными из литературы зависимостями теоретических коэффициентов концентрации напряжений, анализ которых проведен в работе [20] и в ней же приведены выражения этих зависимостей. В данном исследовании массив расчетов МКЭ расширен, к тому же зависимости (3) и (4) получены при более широком диапазоне изменения геометрических параметров соединения. Зависимости для расчета K_t [1-17, 18] можно разделить на две группы: инженерные и полиномиальные. Зависимости в работах [15] и [17] представлены в виде регрессионного уравнения, с большим числом вычисляемых коэффициентов, выраженных через полиномы. Как показано в работе [20], они обладают хорошей точностью в исследованном диапазоне варьируемых параметров, но не удобны для инженерных расчетов на бумаге или калькуляторе, требуют программных вычислений. Остальные зависимости имеют инженерный вид, но ограничены в использовании числом учитываемых геометрических параметров, исследованным диапазоном их варьирования, видом нагружения или не всегда показывают удовлетворительную точность [20].

На рис. 6 показано соответствие расчетных значений K_{tt} , полученных по зависимостям (3) и (4), а также по известным литературным зависимостям, результатам расчета в Ansys крестового соединения при растяжении с геометрическими размерами: t = 40 мм, $t_1 = 20$ мм, $K_g = 12$ мм, $K_b = 20$ мм, q = 0.



Рис. 6. Соответствие результатам расчета МКЭ при растяжении зависимости K_{ttf} и известных зависимостей [20] в соединении с размерами: t = 40 мм, $t_1 = 20$ мм, $K_g = 12$ мм, $K_b = 20$ мм, q = 0



Рис. 7. Соответствие результатам расчета МКЭ при растяжении зависимости K_{ttf} , известных зависимостей [20] в соединении с размерами: t = 8 мм, $t_1 = 12$ мм, $K_g = 7$ мм, $K_b = 9$ мм, q = 0

Графики построены в зависимости от изменения радиуса R в диапазоне от 0.2 до 4 мм, как наиболее влияющего на концентрацию параметра. Точки Ansys и K_{ttf} совпадают практически полностью, такой же результат показывает и зависимость Lawrence [5], близкий результат зависимость Ohta [1]. Остальные зависимости показывают различные отклонения ОТ Ansys, судить о которых можно по положению соответствующих графиков. На рис. представлено 7 аналогичное зависимостей при растяжении, других сравнение этих но при геометрических параметрах: t = 8 мм, $t_1 = 12$ мм, $K_g = 7$ мм, $K_b = 9$ мм, q =0. Также можно видеть практически полное совпадение точек Ansys и K_{ttf} , а также зависимости Molski [15], но хорошего соответствия других Lawrence [5] в этом случае, не зависимостей, как и зависимости Отдельно следует отметить зависимость Wang [17], наблюдается. показывающую хорошее совпадение при изменении R = 0.2 - 2 мм, но при R > 2.8 мм зависимость не применима. К тому же эта зависимость не инженерного вида. Судить о степени близости Ansys остальных зависимостей можно по положению их графиков.

Также проведено сравнение результатов расчетов Ansys с зависимостью K_{tbf} (4) и с наиболее известными из литературы зависимостями теоретических коэффициентов концентрации напряжений при изгибе. Результаты сравнения приведены на примере двух соединений с размерами: t = 10 мм, $t_1 = 8$ мм, $K_g = 8$ мм, $K_b = 6$ мм, q = 0 и t = 10 мм, $t_1 = 10$ мм, $K_g = 6$ мм, $K_b = 10$ мм, q = 0 и показаны на рис. 8 и 9. На обоих рисунках отмечается точное совпадение точек Ansys и K_{tbf} . На рис. 8 видно также же хорошее совпадение зависимости Wang [17] на участке

изменения R = 0.2 - 1.2 мм, но далее кривая резко растет вверх. В узком диапазоне R = 0.2 - 0.4 мм совпадение показывают зависимости [10 и 13], но при больших значениях R расхождения существенные.



Рис. 8. Соответствие результатам расчета МКЭ при изгибе зависимости K_{tbf} и известных зависимостей [20] в соединении с размерами: t = 10 мм, $t_1 = 8$ мм, $K_g = 8$ мм, $K_b = 6$ мм, q = 0

Для соединения, показанного на рис. 9, отмечается, хорошее совпадение с Ansys зависимостей и Anteres [13] и Molski [15], зависимость Wang [17] применима при R< 3 мм. Но, как уже отмечалось, зависимостей Molski [15] и Wang [17] не инженерные.



Рис. 9. Соответствие результатам расчета МКЭ при изгибе зависимости K_{tbf} и известных зависимостей [20] в соединении с размерами: t = 10 мм, $t_l = 10$ мм, $K_g = 6$ мм, $K_b = 10$ мм, q = 0

Заключение

Выполненные расчетные исследования в Ansys и полученные на их основе зависимости (3), (4) позволяют на стадии проектирования оценивать концентрацию напряжений в сопряжении основного металла с наплавленным как при растяжении, так и при изгибе. Расчетные зависимости K_{ttf} и K_{tbf} охватывают диапазон варьирования абсолютных значений параметров t = 6 - 40 мм t1 = 5 - 40 мм, $K_g = 5 - 40$ мм, $K_b = 6 - 40$ мм, q = 1 - 2 мм, R = 0.2 - 4 мм и их относительных значений $t_1/t = 0.25 - 2.0$, и $K_b/K_g = 0.25 - 4.0$, $K_g/t = 0.25 - 1.0$, R/t = 0.005 - 0.667.

Зависимости учитывают усиление сварного шва, которое, как показал анализ, оказывает влияние на концентрацию только при небольших толщина листов. Существенное влияние на концентрацию оказывают радиус сопряжения основного металла с наплавленным и толщина элемента, к которому прикладывается нагрузка. Также на K_t влияют катеты сварного шва, но несколько меньше.

Средняя ошибка в определении K_{ttf} при растяжении, по сравнению с расчетами МКЭ, составляет 3,9 %, средняя ошибка в определении K_{tbf} составляет 3,5 %, что можно рассматривать как приемлемый для инженерных расчетов результат.

Известные из литературы зависимости для расчета *K*_t в крестовом соединении для каких-то комбинаций геометрических параметров показывают хорошие совпадения с вычислениями МКЭ, но при других комбинациях неудовлетворительное совпадение. Зависимости [15, 17] ограничены своим исследовательским диапазоном геометрических параметров и требуют программных вычислений.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] Ohta S., Eguchi Y. Fatique strength of arc-welded joints in 80 kg/mm2 hidh strength steel. J. Jap. Weld. Soc., 1974, N 4, p. 19-28.
- [2] Nishida M. Stress Concentration. Tokyo: Morikita Publishing Co, 1967. 168 p.
- [3] Effect of finishes of weld toe on fatique strength of welded high strength steels/ S. Kawai, I. Miyamoto, T. Shiono, S. Saikawa. – Ibid., 1979, N 9, p. 44-51.
- [4] Турмов Г.Л. Определение коэффициента концентрации напряжений в сварных соединениях / Г.Л. Турмов // Автоматическая сварка. 1976.
 №10. С. 14-17
- [5] Lawrence, F.V.; Ho, N.J.; Mazumdar, P.K. Predicting the fatigue stress analysis of weldments. Annu. Rev. Mater. Sci. 1981, 11, 401–425.
- [6] Ushirokawa, O., Nakayama, E. Stress concentration factor at Welded Joints. Ishikawajima-Harima Eng. Rev. 1983. 23. pp. 351-355.

- [7] Rainer G. Parameterstudien mit finiten Elementen, Berechnung der Bauteilfestigkeit von Schweißverbindungen unter äußeren Beanspruchungen. Konstruktion.1983. 37(2). pp. 45–52
- [8] Yung J.L., Lawrence F.V. Analytical and graphical aids for the fatigue design of weldments. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. 1985 8(3):223–241
- [9] Кархин В.А., Костылев В.И., Стаканов В.И.: Влияние геометрических параметров стыковых, тавровых и крестовых соединений на коэффициент концентрации напряжений. Автоматическая сварка. 1988. N 3. pp. 6-11.
- [10] Tsuji I. Estimation of stress concentration factor at weld toe of non-load carrying fillet welded joints. Trans West Jpn Soc Naval Architects 80: 1990. pp. 241–251.
- [11] Radaj D, Zhang S () Mehrparametrige Strukturoptimierung hinsichtlich Spannungserhöhungen. Konstruktion 1990. 42.pp. 89–292
- [12] Radaj D, Zhang S Multiparameter design optimisation in respect of stress concentrations. In: Springer-Verlag (ed) engineering optimisation in design processes. Springer, Berlin, 1991. pp 181–189
- [13] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T Kerbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1993. 45(12). pp. 685–688
- [14] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T. Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und DoppelT-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1994. 46(9). pp. 433–436
- [15] Molski K.L., Tarasiuk P., Glinka G. Stress concentration at cruciform welded joints under axial and bending loading modes. Weld World 2020, 1-10.
- [16] Oswald M., Mayr C. Rother K. Determination of notch factors for welded cruciform joints based on numerical analysis and metamodeling. Welding in the World. 2019. 63. pp. 1339-1354.
- [17] Wang Y., Luo Y., Tsutsumi S. Parametric Formula for Stress Concentration Factor of FilletWeld Joints with Spline Bead Profile. Materials. 2020, 13, 4639
- [18] Манжула, К.П. Теория и методы расчета сопротивления усталости металлических конструкций грузоподъемных машин: дис. ... д-ра техн. наук: СПб, 1997. 356 с.
- [19] Oswald M., Mayr C. Rother K. Determination of notch factors for welded cruciform joints based on numerical analysis and metamodeling. Welding in the World. 2019. 63. pp. 1339-1354.
- [20] Манжула К.П., Шлепетинский А.Ю. Теоретические коэффициенты концентрации напряжений в крестовом сварном соединении // Современное машиностроение: Наука и образование: материалы 12-й Международной научной конференции / Под ред. А.Н. Евграфова и А.А. Поповича. - СПб.: Политех-пресс, 2023. С. 369-387.

- [21] Манжула К.П, Юшкевич В.Н. Васильев В.Г. Об изменении предела выносливости металла в зоне термического влияния сварных соединений стали 09Г2С // Автоматическая сварка. - 1982.- № 2.- С. 48-50.
- [22] Аргунова А.А., Адамов Р.Г., Кыппыгыров С.В. Исследование микроструктуры и ударной вязкости околошовной зоны (ошз) сварных соединений из стали ст.Зпс и стали 09Г2С, сваренных одно и двухпроходной сваркой при температуре +200с и -400с электродом марки уони-13/55 //Актуальные научные исследования в современном мире, вып. 2(70) ч.8, С.14-22.
- [23] Халикова Г.Р., Шерматов Д.Н., Наумкин Е.А. Структура и механические свойства стали 09Г2С в кольцевой заготовке, изготовленной центробежным электрошлаковым литьем // Материаловедение и защита от коррозии. 2020, т.18, №5. С. 104-113.
- [24] Мордовский П.Г. Повышение физико-механических и эксплуатационных свойств ферритно-перлитной стали при мегапластическом деформировании и низкотемпературном отжиге. диссертация. Комсомольск-на-Амуре, 2014, 136 с.
- [25] Матвиенко Ю.Г. Модели и критерии механики разрушения. М.: Физматгиз, 2006. 325 с.
- [26] Крыжевич Г.Б. Методы расчета предельной и усталостной прочности конструкций морской техники в низкотемпературных условиях. Труды Крыловского государственного научного центра. 2019; 2(388): 41–54.

K.P.Manzhula¹, A.Y. Shlepetinskiy²

¹Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Russia ²Engineering Center JSC "Nevsky Zavod"

STRESS CONCENTRATION FACTORS AT THE WELD TOE OF CRUCIFORM JOINT UNDER TENSION AND BENDING

Abstract

Dependencies for calculating the theoretical stress concentration factors at the weld toe of cruciform joint under tensile and bending loads have been obtained. A joint with full weld root penetration is considered. The stress-strain state is studied using the finite element method with varying geometric parameters of the joint, followed by processing the computational experiment and constructing a nonlinear regression model. The obtained dependencies are assessed in comparison with the results of the computational experiment, as well as with known calculated dependencies. The advantage of the obtained dependencies is their compact form, applicable for engineering calculations, as well as the most complete consideration of the influencing geometric parameters.

Key words: cruciform welded joint, theoretical stress concentration factor, tension, bending, finite element method, calculated dependencies

REFERENCES

- [1] Ohta S., Eguchi Y. Fatique strength of arc-welded joints in 80 kg/mm2 hidh strength steel. J. Jap. Weld. Soc., 1974, N 4, p. 19-28.
- [2] Nishida M. Stress Concentration. Tokyo: Morikita Publishing Co, 1967. 168 p.
- [3] Effect of finishes of weld toe on fatique strength of welded high strength steels/ S. Kawai, I. Miyamoto, T. Shiono, S. Saikawa. – Ibid., 1979, N 9, p. 44-51.
- [4] Turmov G.L. Determination of the stress concentration factor in welded joints / G.L. Turmov // Automatic Welding. 1976. No. 10. pp. 14-17
- [5] Lawrence, F.V.; Ho, N.J.; Mazumdar, P.K. Predicting the fatigue stress analysis of weldments. Annu. Rev. Mater. Sci. 1981, 11, 401–425.
- [6] Ushirokawa, O., Nakayama, E. Stress concentration factor at Welded Joints. Ishikawajima-Harima Eng. Rev. 1983. 23. pp. 351-355.
- [7] Rainer G. Parameterstudien mit finiten Elementen, Berechnung der Bauteilfestigkeit von Schweißverbindungen unter äußeren Beanspruchungen. Konstruktion.1983. 37(2). pp. 45–52
- [8] Yung J.L., Lawrence F.V. Analytical and graphical aids for the fatigue design of weldments. Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures. 1985 8(3):223–241
- [9] Karkin V.A., Kostylev V.I., Stakanov V.I.: Influence of geometric parameters of butt, T-joint, and cruciform joints on the stress concentration factor. Automatic Welding. 1988. No. 3. pp. 6-11.
- [10] Tsuji I. Estimation of stress concentration factor at weld toe of non-load carrying fillet welded joints. Trans West Jpn Soc Naval Architects 80: 1990. pp. 241–251.
- [11] Radaj D, Zhang S () Mehrparametrige Strukturoptimierung hinsichtlich Spannungserhöhungen. Konstruktion 1990. 42.pp. 89–292
- [12] Radaj D, Zhang S Multiparameter design optimisation in respect of stress concentrations. In: Springer-Verlag (ed) engineering optimisation in design processes. Springer, Berlin, 1991. pp 181–189
- [13] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T Kerbformzahlen von Stumpfstößen und Doppel-T-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1993. 45(12). pp. 685–688

- [14] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T. Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und DoppelT-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1994. 46(9). pp. 433–436
- [15] Molski K.L., Tarasiuk P., Glinka G. Stress concentration at cruciform welded joints under axial and bending loading modes. Weld World 2020, 1-10.
- [16] Oswald M., Mayr C. Rother K. Determination of notch factors for welded cruciform joints based on numerical analysis and metamodeling. Welding in the World. 2019. 63. pp. 1339-1354.
- [17] Wang Y., Luo Y., Tsutsumi S. Parametric Formula for Stress Concentration Factor of FilletWeld Joints with Spline Bead Profile. Materials. 2020, 13, 4639
- [18] Manzhula, K.P. Theory and methods for calculating the fatigue resistance of metal structures of lifting machines: diss. ... Dr. tech. sciences: St. Petersburg, 1997. 356 p.
- [19] Oswald M., Mayr C. Rother K. Determination of notch factors for welded cruciform joints based on numerical analysis and metamodeling. Welding in the World. 2019. 63. pp. 1339-1354.
- [20] Manzhula K.P., Shlepetyinsky A.Yu. Theoretical stress concentration coefficients in cruciform welded joint // Modern Machine Engineering: Science and Education: materials of the 12th International Scientific Conference / Edited by A.N. Evgrafov and A.A. Popovich. - St. Petersburg: Polytech-Press, 2023. pp. 369-387.
- [22] Argunova A.A., Adamov R.G., Kypygyrov S.V. Study of microstructure and impact toughness of the heat-affected zone (HAZ) of welded joints made of steel St.3ps and steel 09G2S, welded using single and double-pass welding at temperatures of +200°C and -400°C with the UONI-13/55 electrode // Current Scientific Research in the Modern World, vol. 2(70) no. 8, pp. 14-22.
- [23] Khalikova G.R., Shermatov D.N., Naumkin E.A. Structure and mechanical properties of steel 09G2S in a ring billet made by centrifugal electroslag casting // Materials Science and Corrosion Protection. 2020, vol. 18, No. 5. pp. 104-113.
- [24] Mordovsky P.G. Improvement of the physicomechanical and operational properties of ferrite-pearlite steel during megaplastic deformation and low-temperature annealing. dissertation. Komsomolsk-on-Amur, 2014, 136 p.
- [25] Matviyenko Yu.G. Models and criteria of fracture mechanics. Moscow: Fizmatlit, 2006. - 325 p.
- [26] Kryzhevich G.B. Methods for calculating the ultimate and fatigue strength of marine technology structures in low-temperature conditions. Proceedings of the Krylov State Research Center. 2019; 2(388): 41–54.