

К.П. Манжула¹, А.Ю. Шлепетинский²

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ КОЭФФИЦИЕНТЫ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ В КРЕСТОВОМ СВАРНОМ СОЕДИНЕНИИ



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

Анализируются инженерные зависимости для расчета теоретического коэффициента концентрации напряжений в крестовом сварном соединении. На основе сравнения рассматриваемых зависимостей с результатами исследований крестовых соединений методом конечного элемента установлены формулы, наилучшим образом определяющие теоретический коэффициент концентрации напряжений.

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

Введение

Исследованию концентрации напряжений в крестовом сварном соединении посвящено меньшее число работ по сравнению с тавровыми и стыковыми соединениями. Первые исследования с расчетными зависимостями для теоретических коэффициентов концентрации напряжений K_t в пластинах с выточками, на которых в дальнейшем строились многие последующие зависимости, проводились аналитически

(Шиманский [1], Хартман и Левен [2], Афанасьев [3]), по результатам фотоупругости (Хейвуд [4], Нишида [5]). Рассматриваемые в данной работе расчетные зависимости базируются на исследованиях, выполненных в поздний период методом конечного элемента (МКЭ). Число влияющих на K_t геометрических параметров варьируется в зависимостях от трех до семи, но большее значение на применимость и точность зависимостей имеет диапазон изменения параметров, на котором они были получены.

Цель – проанализировать известные в литературе расчетные зависимости для определения K_t , выявить на основе исследования ряда моделей наиболее точные, в заданных для них диапазонах, и оптимально приемлемые для инженерных расчетов.

Исследуемые расчетные зависимости

В стандартах РФ на сварку геометрия таврового соединения описывается толщинами t , t_1 соединяемых элементов и катетами швов K_b , K_g . В зарубежных стандартах таких как, например, Din EN ISO 5817 в качестве контролируемых параметров указывается усиление q и ширина шва по гипотенузе вписанного треугольника, а также размеры дефектов. Полное число геометрических параметров, которыми описывается крестовое сварное соединение, показано на рис.1, а. Соединение может иметь непровар, вследствие неполного проплавления корня шва, характеризуемый длиной d , толщиной b . Вершина непровара может описываться радиусом, равным $b/2$ или стремиться к минимальному радиусу близкому к трещине.

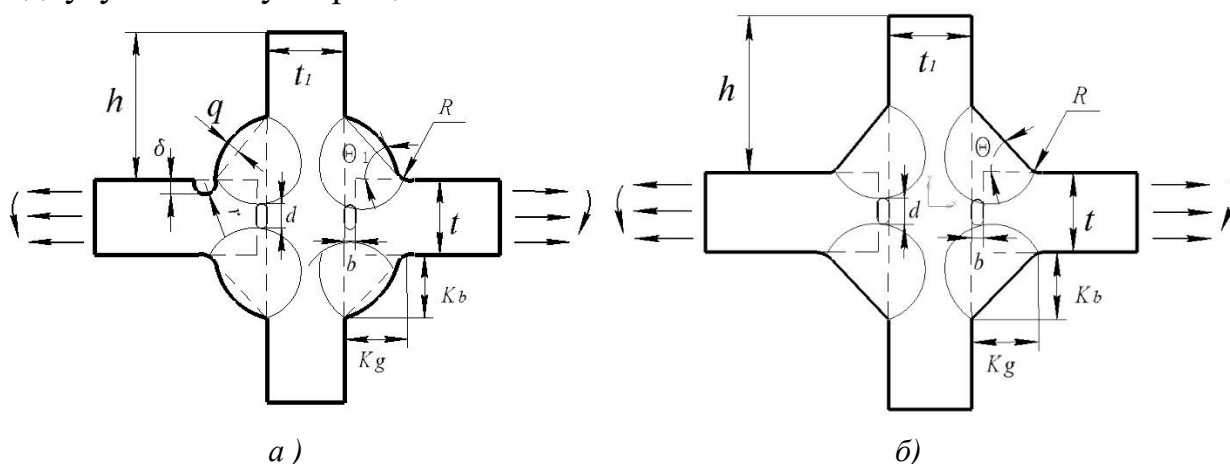


Рис. 1. Параметрическая модель крестового сварного соединения при нагружении по разрезному элементу растягивающей и изгибающей нагрузкой: а) - с усилением шва, б) – без усиления шва

При нагружении растяжением или изгибом по схеме, показанной на рис.1, наибольшая концентрация напряжений имеет место в зоне радиуса R перехода от основного металла к наплавленному, при наличии подреза – в

зоне радиуса r , а также в неповаре, если он есть. Концентрация напряжений в неповаре сосредоточена в его вершине, которая может иметь разную конфигурацию, но чаще всего описывается радиусом $b/2$ или вершиной трещины.

Наибольшее число зависимостей K_t получено для зоны сопряжения основного металла с наплавленным при полном проплавлении корня шва, отсутствии подрезов и без усиления шва (рис.1, б). В этом случае в зависимостях задается угол θ между катетом и гипотенузой вписанного треугольника. Следует отметить, что при моделировании усиления шва окружностью параметры q и θ находятся в корреляционной связи.

Одной из первых зависимостей K_t в зоне сопряжения основного металла с наплавленным является зависимость полученная Ohta и Eguchi (1974) [6] при растяжении на основе зависимости [4], имеющая вид

$$K_t = 1 + \frac{1 - \exp\left(-0,9 \cdot \theta \sqrt{\frac{t}{2K_g} + 1}\right)}{1 - \exp\left(-0,45 \cdot \pi \sqrt{\frac{t}{2K_g} + 1}\right)} \left[\frac{1}{2,8 \left(\frac{2K_g}{t} + 1\right) - 2} \frac{K_g}{R} \right]^{0,65} \quad (1)$$

Kawai и др. (1975) [7] на этой же основе получили при изгибе зависимость

$$K_t = 1 + \frac{1 - \exp\left(-0,9 \cdot \theta \sqrt{\frac{t}{2K_g} + 1}\right)}{1 - \exp\left(-0,45 \cdot \pi \sqrt{\frac{t}{2K_g} + 1}\right)} th^{\frac{1}{2}} \left[2 \left(\frac{t_1}{t + 2K_g} + \frac{R}{t} \right) \right] \left[\frac{0,13 + 0,65 \left(1 - \frac{R}{t}\right)^4}{\left(\frac{R}{t}\right)^{1/3}} \right] th \left(\frac{\left(\frac{2K_g}{t}\right)^{\frac{1}{4}}}{1 - \frac{R}{t}} \right) \quad (2)$$

Диапазон варьируемых параметров: $Kg/t = 0,5 \dots 1,0$; $R/t = 0,02 \dots 0,2$; $\theta = 30 \dots 45^\circ$.

Турмов (1976) [8] при растяжении, рассматривая вариации только трех параметров, получил зависимость

$$K_t = 1 + 0,2 \sqrt{\frac{2t - K_g}{R}} \quad (3)$$

Диапазон варьируемых параметров: $Kg/t = 0,75 \dots 1,0$; $R/t = 0,1 \dots 0,2$; $\theta \leq 30^\circ$.

Lawrence, Yung и др. (1981, 1985) [9, 12] анализировали крестовое соединение с трещинообразным неповаром ($b = 0$), при $Kg = t$ и получили зависимости:

- при растяжении

$$K_t = 1 + 0,35 (\tan \theta)^{0,25} \left[1 + 1,1 \left(\frac{d}{K_g} \right)^{5/3} \right]^{0,5} \left(\frac{t}{R} \right)^{0,5} \quad (4)$$

- при изгибе

$$K_t = 1 + 0,21(\tan \theta)^{1/6} \left(\frac{t}{R} \right)^{0,5} \quad (5)$$

Диапазон варьируемых параметров: $d/K_g = 0,5 \dots 4$, $t/R = 1 \dots 300$, $t/t_1 = 1$, $\theta = 15 \dots 80^\circ$.

Ushirokawa и Nakayama (1983) [10] на основе различных исследований получили зависимости:

- при растяжении

$$K_t = 1 + 2,2 \left[\frac{\frac{K_b}{R}}{2,8 \left(\frac{e}{t} \right) - 2} \right]^{0,65} \frac{1 - \exp \left(-0,9\theta \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)}{1 - \exp \left(-0,45 \cdot \pi \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)}; \quad (6)$$

- при изгибе

$$K_t = 1 + \frac{1 - \exp \left(-0,9\theta \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)}{1 - \exp \left(-0,45 \cdot \pi \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)} \sqrt{\operatorname{th} \left(\frac{2t_1}{t + 2K_b} + \frac{2R}{t} \right) \operatorname{th} \left(\frac{\left(\frac{2K_b}{t} \right)^{1/4}}{1 - \frac{R}{t}} \right)} \frac{0,13 + 0,65 \left(1 - \frac{R}{t} \right)^4}{\sqrt[3]{\frac{R}{t}}} \quad (7)$$

В зависимостях (6) и (7) $e = t + 4K_b + 0,3(t_1 + 2K_g)$, диапазон варьируемых параметров: $K_g = 10 \dots 20$ мм, $R = 0,5 \dots 7$ мм, $t = t_1 = 20$ мм, $\theta = 20 \dots 50^\circ$.

Rainer (1983) [11] аппроксимацией результатов исследований крестового соединения методом конечного элемента получил:

- при растяжении

$$K_t = 1 + \left\{ \frac{0,55}{\left(\frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right)^{0,66}} + 1,1 \left(\sqrt{\left(\frac{2R}{t} \right)^3 + \frac{2R}{t}} \right)^{2,2} + 0,2 \frac{\frac{t}{2R}}{\left(\frac{t}{2R} + \frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right) \left(\frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right)^{1,33}} \right\}^{-\frac{1}{2}}; \quad (8)$$

-при изгибе

$$K_t = 1 + \left\{ \frac{0,4}{\left(\frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right)^{0,66}} + 3,8 \left(\sqrt{\left(\frac{2R}{t} \right)^3 + \frac{2R}{t}} \right)^{2,25} + 0,2 \frac{\frac{t}{2R}}{\left(\frac{t}{2R} + \frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right) \left(\frac{K_g}{\sqrt{2R}} \sin \theta \right)^{1,33}} \right\}^{-\frac{1}{2}}. \quad (9)$$

Диапазон варьируемых параметров: $K_g \sin \theta / t = 0,1 \dots 0,9$; $t/R = 1 \dots 400$; $t/t_1 = 1$; $\theta = 45^\circ$.

Кархин и др. (1987) [13], основываясь на результатах моделирования МКЭ, при растяжении получили зависимость

$$K_t = 1 + 0,494 \left[\begin{aligned} & (\sin \theta)^{0,83} \left[R \left(\frac{1}{t} + \frac{0,96}{K_g} + \frac{0,076}{K_g \cdot \operatorname{tg} \theta} \right) \right]^{-0,55} + \\ & + \left[R \left(\frac{1}{t} + \frac{0,96}{K_g + t_1/2} + \frac{0,076}{h} \right) \right]^{-0,55} - \left[R \left(\frac{1}{t} + \frac{0,96}{K_g} + \frac{0,076}{h} \right) \right]^{-0,55} \end{aligned} \right], \quad (10)$$

исследованная область параметров $R/t = 0,003 \dots 0,6$; $\theta = 10 \dots 90^\circ$; $h/t_1 = 0,2 \dots 12$; $K_g/t_1 = 0 \dots 2$; $t_1/t = 0,12 \dots 8$. При моделировании высота $h = 4t$.

Для средней области варьирования параметров $R/t = 0,05$; $\theta = 45^\circ$; $h/t_1 = 4$; $K_g/t_1 = 0,6$; $t_1/t = 1$ авторами при растяжении рекомендована зависимость

$$K_t = 1 + 0,535 \left\{ \begin{aligned} & (\sin \theta)^{0,852} \left[\left(\frac{R}{t} \right)^{1,07} + 1,125 \left(\frac{R}{K_g} \right)^{1,052} + 0,224 \left(\frac{R}{K_g \operatorname{tg} \theta} \right)^{1,492} \right]^{-0,501} + \\ & + \left[\left(\frac{R}{t} \right)^{1,07} + 1,125 \left(\frac{R}{K_g + t_1/2} \right)^{1,052} + 0,224 \left(\frac{R}{h} \right)^{1,492} \right]^{-0,501} - \\ & - \left[\left(\frac{R}{t} \right)^{1,07} + 1,125 \left(\frac{R}{K_g} \right)^{1,052} + 0,224 \left(\frac{R}{h} \right)^{1,492} \right]^{-0,501} \end{aligned} \right\}. \quad (11)$$

Tsuji (1990) [14] зависимости для K_t получил в виде:

- при растяжении

$$K_t = 1 + \left[1,348 + 0,397 \ln \left(\frac{t_1 + 2K_g}{t} \right) \right] \left[\frac{K_b}{R} \frac{1}{2,8 \left(\frac{e}{t} - 2 \right)} \right]^{0,467} \frac{1 - \exp \left(-0,9 \theta \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)}{1 - \exp \left(-0,9 \cdot \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{e}{2K_b}} \right)}, \quad (12)$$

где $e = t + 2K_g + 0,3(t_1 + 2K_g)$;

- при изгибе

$$K_t = 1 + \left[0,629 + 0,058 \ln \left(\frac{t_1 + 2K_g}{t} \right) \right] \left[\frac{R}{t} \right]^{-0,431} \operatorname{th} \left(\frac{6K_b}{t} \right) \frac{1 - \exp \left(-0,9 \cdot \theta \sqrt{\frac{w}{2K_g}} \right)}{1 - \exp \left(-0,9 \cdot \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{w}{2K_g}} \right)}, \quad (13)$$

где $w = t + K_b$. Рекомендуемая область применения не определена.

Radaj и Zhang (1990, 1991) [15, 16] для крестового соединения с неповаром при растяжении получили зависимость

$$K_t = 1,192 \left(\frac{K_g \sin \theta}{t} \right)^{-0,311} \left(\frac{t_1}{t} \right)^{-0,004} \left(\frac{d}{t} \right)^{0,13} \left(\frac{R}{t} \right)^{-0,392}. \quad (14)$$

Диапазон варьируемых параметров: $t/R = 1,67 \dots 12,5$; $t/t_1 = 0,2 \dots 5$; $\theta = 45^\circ$; $K_g \sin \theta / t = 0,2 \dots 5$.

Anthes и др. (1993, 1994) [17, 18] используя метод граничных элементов и также учитывая влияние неповара на концентрацию получили зависимости:

- при растяжении

$$K_t = 1,538 + \left[1 + 0,621 \left(\frac{K_g \sin \theta}{t} \right)^{-1,655} \left(\frac{d}{t} \right)^{2,474} + 1,455 \left(\frac{t}{R} \right)^{0,208} - 2,933 (\sin \theta)^{1,213} \right] (\sin \theta)^{2,086} \left(\frac{t}{R} \right)^{0,207}; \quad (15)$$

- при изгибе

$$K_t = 1,256 + \left[1 + 0,023 \left(\frac{K_g \sin \theta}{t} \right)^{-3,09} \left(\frac{d}{t} \right)^{2,412} + 2,153 \left(\frac{t}{R} \right)^{0,154} - 3,738 (\sin \theta)^{0,481} \right] (\sin \theta)^{1,723} \left(\frac{t}{R} \right)^{0,172}. \quad (16)$$

Диапазон варьируемых параметров: $t/R = 4 \dots 200$; $t/t_1 = 0,2 \dots 5$; $\theta = 15 \dots 85^\circ$; $d/K_g = 0; 0,5 \dots 1$; $K_g \sin \theta / t = 0,3 \dots 1$.

Манжула (1997) [19] на основе исследований МКЭ при растяжении получил зависимость, учитывающую подрезы (рис.1, а), в виде

$$K_t = \left[2,2 + 0,01 \frac{t+t_1}{2R} - 4,6 \frac{R}{t} (\sin \theta)^{1,5} + 1,8 \left(\frac{R}{t} \right)^n (4,12 \sin \theta - 2) \left(\frac{t_1 + 2K_g}{t} \right)^{0,25} \right] \left[1 + 1,6 \left(\frac{R}{t} \right)^{0,7} \left(\frac{\delta}{r} \right)^{0,5} \right], \quad (17)$$

$$\text{где } n = \begin{cases} 0,1 + 8,9 \frac{R}{t} & \Leftarrow \frac{R}{t} \leq 0,1; \\ 1 + 0,5 \left(\frac{R}{t} - 0,1 \right) & \Leftarrow \frac{R}{t} > 0,1; \end{cases}$$

Диапазон варьируемых параметров: $R = 0,125 \dots 2$ мм, $\theta = 30^\circ \dots 60^\circ$, $t/t_1 = 1$; $K_g/t = 0,01 \dots 1$; $K_b/t = 0,01 \dots 1$. При отсутствии подреза $\delta = 0$.

Molski и др. (2020) [20] на основании исследований концентрации методом конечного элемента и обработки результатов с использованием регрессионным анализа получены достаточно сложные для инженерного анализа зависимости:

- при растяжении

$$K_t = X^{-0,3264} \left(A_{0t} + A_{1t}X + A_{2t}X^2 + A_{3t}X^3 + A_{4t}X^4 \right) k_t \quad (18)$$

$$A_{0t} = 1,495 + 0,116Y + 1,69Y^2 - 12,878Y^3 + 12,853Y^4$$

$$A_{1t} = -0,405 + 0,553Y - 4,856Y^2 + 12,41Y^3 - 9,082Y^4$$

$$A_{2t} = 0,505 - 0,881Y - 0,405Y^2 + 3,533Y^3 - 2,689Y^4$$

$$A_{3t} = -0,826 + 1,654Y + 5,274Y^2 - 35,138Y^3 + 41,767Y^4$$

$$A_{4t} = 0,374 + 0,061Y - 20,664Y^2 + 79,757Y^3 - 76,234Y^4$$

$$k_t = 1 + \left(\sqrt{t/(0,7071 K_g)} - 1 \right) \left[1 - (0,538 + 8,659Y^2)X \right] \exp \left[- (3,654Y)^{2,7} - 1,453 \right]$$

- при изгибе

$$K_t = X^{-0,3264} \left(A_{0b} + A_{1b}X + A_{2b}X^2 + A_{3b}X^3 + A_{4b}X^4 \right) k_b \quad (19)$$

$$A_{0b} = 1,491 + 1,137Y - 14,897Y^2 + 30,96Y^3 - 21,195Y^4$$

$$A_{1b} = -0,379 - 0,834Y + 5,195Y^2 - 7,152Y^3 + 3,924Y^4$$

$$A_{2b} = 0,44 - 1,322Y + 2,0315Y^2 + 4,113Y^3 - 1,144Y^4$$

$$A_{3b} = -0,792 + 2,683Y - 12,341Y^2 + 41,768Y^3 - 55,767Y^4$$

$$A_{4b} = 0,533 - 3,688Y + 25,247Y^2 - 74,895Y^3 + 75,845Y^4$$

$$k_t = 1 + \left(\sqrt{t/(0,7071 K_g)} - 1 \right) \left[1 - (0,6 + 20,148Y^2)X \right] \exp \left[- (6,899Y)^{2,0} - 1,492 \right]$$

В этих зависимостях $\theta = 45^\circ$; $X = \frac{R}{R + 0,7071 K_g}$; $Y = \frac{0,7071 K_g}{t + 0,7071 K_g}$.

Диапазон варьирования параметров: $0 < R/K_g \leq 0,92$; $0 < K_g/t \leq 1,84$; $0 < t_1/K_g \leq 2,83$. Как отмечается в работе погрешность определения K_t по зависимостям (18) и (19) не превышает 2,5 %.

В некоторых работах для получения расчетных зависимостей использован регрессионный анализ с использованием полиномиальных зависимостей, как например, Oswald и др (2019) [21]. Зависимости в этом случае получаются наиболее точно аппроксимирующие вычислительный эксперимент, однако их нельзя отнести к инженерным. Также результаты исследований загружают в нейронные сети, достоинством которых является быстро выдаваемый результат, если имеется уже готовая обученная сеть.

Wang и др. (2020) [22], исследовали крестовое соединение без усиления шва и с усилением q шва (рис.1, а). Используя конечно-элементные расчеты и обработку результатов методом регрессионного анализа в работе были получены при растяжении и изгибе. зависимости:

- при растяжении

$$K_t = 1 + 0,936 f\left(\frac{t_1}{t}\right) f\left(\frac{R}{t}\right) f(\theta) f\left(\frac{R}{t}\theta\right) f\left(\frac{K_g}{t}\right) f\left(\frac{K_b}{t}\right) f\left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right) f\left(\frac{q}{t}\right), \quad (20)$$

где

$$\begin{aligned}
 f\left(\frac{t_1}{t}\right) &= -0,424 \cdot \left(\frac{t_1}{t}\right)^3 + 1,393 \cdot \left(\frac{t_1}{t}\right)^2 - 1,073 \cdot \left(\frac{t_1}{t}\right) + 5,224 \\
 f\left(\frac{R}{t}\right) &= -2,215 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^{0,508} + 3,365 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^3 - 4,439 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^2 + 3,726 \cdot \left(\frac{R}{t}\right) + 0,403 \\
 f(\theta) &= -0,789 \cdot (\pi - \theta)^3 + 2,967 \cdot (\pi - \theta)^2 - 5,879 \cdot (\pi - \theta) + 17,728 ; \\
 f\left(\frac{R}{t} \cdot \theta\right) &= 1,557 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^{-0,116} + 3,822 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^3 - 5,354 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^2 + ; \\
 &+ 7,153 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right] - 1,529 \\
 f\left(\frac{K_g}{t}\right) &= 8,159 \cdot \left(\frac{K_g}{t}\right)^{1,945} - 0,019 \cdot \left(\frac{K_g}{t}\right)^4 + 0,202 \cdot \left(\frac{K_g}{t}\right)^3 - 7,978 \left(\frac{K_g}{t}\right)^2 - 0,457 \left(\frac{K_g}{t}\right) + 0,111 \\
 f\left(\frac{K_b}{t}\right) &= 10,209 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^{0,096} + 0,386 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^4 - 2,433 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^3 + 6,07 \left(\frac{K_b}{t}\right)^2 - 8,046 \left(\frac{K_b}{t}\right) - 5,364 \\
 f\left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right) &= -0,242 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right)^3 + 0,571 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right)^2 - 21,595 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right) - 2,24 ; \\
 f\left(\frac{q}{t}\right) &= 4,996 \cdot \left(\frac{q}{t}\right)^3 - 1,461 \cdot \left(\frac{q}{t}\right)^2 - 0,187 \cdot \left(\frac{q}{t}\right) - 1,083 .
 \end{aligned}$$

- при изгибе

$$K_t = 1 + 1,201 f\left(\frac{R}{t}\right) f(\theta) f\left(\frac{R}{t} \theta\right) f\left(\frac{K_g}{t}\right) f\left(\frac{K_b}{t}\right) f\left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right), \quad (21)$$

где

$$\begin{aligned}
 f\left(\frac{R}{t}\right) &= 1,246 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^{-0,179} + 5,187 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^3 - 5,888 \cdot \left(\frac{R}{t}\right)^2 + 2,948 \cdot \left(\frac{R}{t}\right) - 2,024 ; \\
 f(\theta) &= 0,452 \cdot (\pi - \theta)^3 - 4,17 \cdot (\pi - \theta)^2 + 6,472 \cdot (\pi - \theta) + 12,324 ; \\
 f\left(\frac{R}{t} \cdot \theta\right) &= 6,195 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^{1,959} + 0,21 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^3 - 6,258 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right]^2 + ; \\
 &+ 0,043 \cdot \left[\left(\frac{R}{t}\right)(\pi - \theta)\right] + 0,016 \\
 f\left(\frac{K_g}{t}\right) &= 0,107 \cdot \left(\frac{K_g}{t}\right)^3 + 0,49 \cdot \left(\frac{K_g}{t}\right)^2 - 3,181 \left(\frac{K_g}{t}\right) + 11,877 ; \\
 f\left(\frac{K_b}{t}\right) &= 6,218 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^{2,938} + 0,082 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^4 - 5,873 \cdot \left(\frac{K_b}{t}\right)^3 - 0,584 \left(\frac{K_b}{t}\right)^2 + 0,181 \left(\frac{K_b}{t}\right) + 0,022 \\
 f\left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right) &= -0,096 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right)^3 - 0,221 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right)^2 + 5,661 \cdot \left(\frac{K_g}{t} \frac{K_b}{t}\right) + 33,008 .
 \end{aligned}$$

Рекомендуемая область применения $R/t = 0,003 \dots 0,36$; $\theta = 20^\circ \dots 90^\circ$, $K_g/t = 0,3 \dots 2$; $K_b/tl = 0,3 \dots 2$; $t_l/t = 0,3 \dots 2$; $q/t = 0 \dots 0,3$

В работе указывается, что погрешность расчетов по зависимостям составляет менее 5% по отношению к расчетам МКЭ.

Результаты

С целью проверки корректности оценки K_t , приведенными выше зависимостями, составлялись модели крестового соединения для расчета их напряженно-деформированного состояния МКЭ в среде Ansys. При нагружении рассматривалась половина соединения относительно вертикальной оси, длина пластины к которой прикладывалась нагрузка принималась не менее $L = (3-5)t$ от оси симметрии. Конечно-элементная сетка имела размеры в зоне концентратора $0,00007 \dots 0,00009$ мм, в остальной части – $0,0005 \dots 0,0008$ мм. Определялись напряжения при плоскодеформированном (ПД) и плосконапряженном (ПН) состояниях.

Коэффициенты концентрации напряжений K_t оценивалась при ПН состоянии. Фрагмент сетки конечных элементов в зоне радиуса сопряжения $R = 4$ мм показан на рис.2,а. На рис. 2, б изображены изолинии наибольших напряжений и сетка для того же радиуса сопряжения.

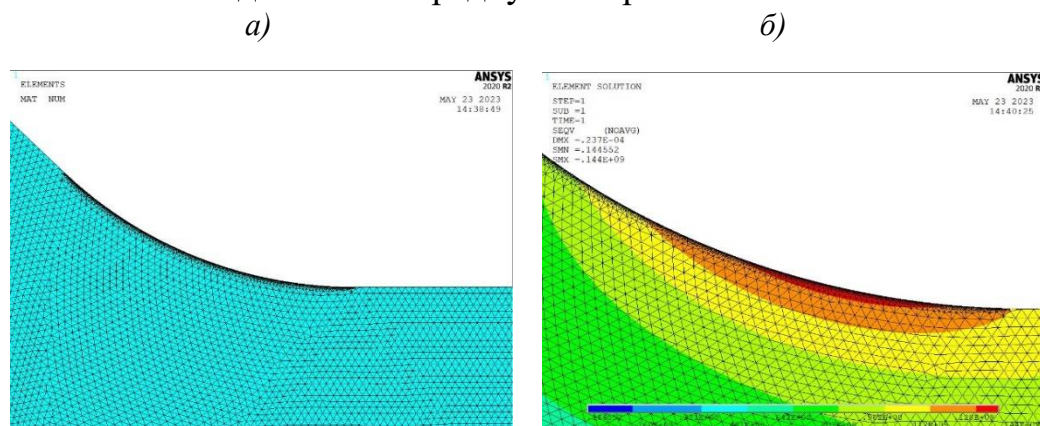


Рис. 2. Фрагмент сетки конечных элементов в зоне радиуса сопряжения $R = 4$ мм – а); изолинии напряжений и сетка в зоне того же радиуса при растяжении – б)

Диапазон варьирования геометрических параметров и их расчетные комбинации для соединения без усиления (рис.1, б) представлены в табл. 1. Общее число расчетных комбинаций составило 160.

Сравнение результатов расчета K_t , выполненных в Ansys, с результатами расчета, выполненными по приведенным выше зависимостям рассматривается отдельно при нагружении соединения растяжением и изгибом. Из всего набора выполненных в Ansys расчетов отображена часть, характерная по толщинам для машиностроительных конструкций. Графики строились в виде зависимости K_t от радиуса R сопряжения при остальных фиксированных геометрических параметрах. Диапазон изменения радиуса

принят равным $R = 0,2...4$ мм, значения фиксированных параметров указаны на рисунках.

Таблица 1. Расчетные комбинации параметров при растяжении и изгибе

Расчетные комбинации	t , мм	t_1 , мм	K_g , мм	K_b , мм	θ , град	R , мм
						0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
1-8	10	10	10	6	30	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
9-17	10	10	10	10	45	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
18-26	10	10	6	10	60	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
27-35	20	10	10	6	30	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
36-44	20	10	10	10	45	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
45-53	20	10	6	10	60	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
54-62	40	10	10	10	45	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
63-71	40	20	20	12	30	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0
72-80	40	20	12	20	60	0.2; 0.4; 0.8; 1.2; 1.6; 2.0; 3.0; 4.0

Результаты расчетов соединений при нагружении растяжением представлены на рис. 3...5, а при нагружении изгибом на рис. 6...8.

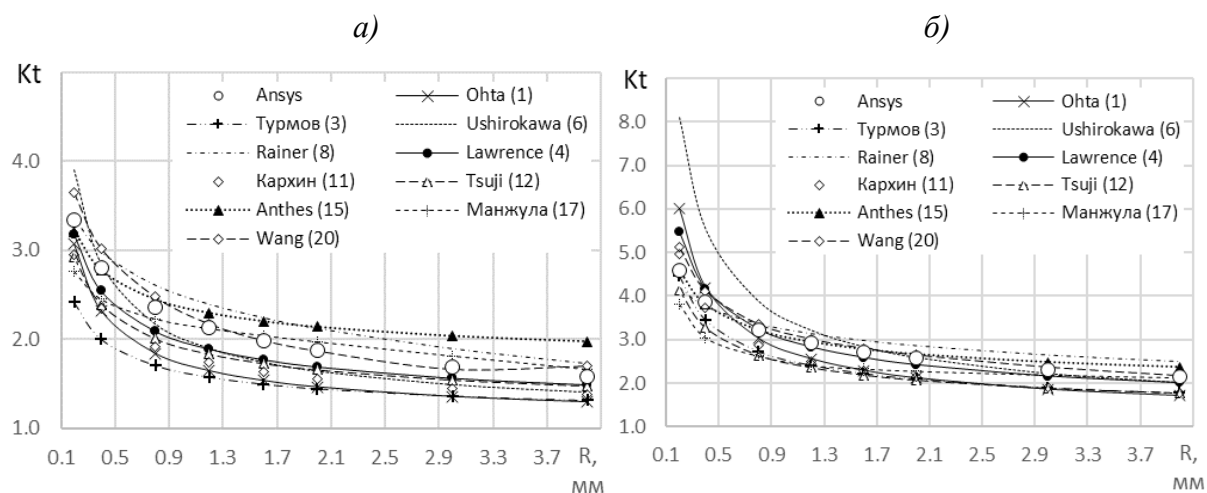


Рис. 3. Результаты расчета K_t при растяжении – а) $t = t_1 = K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$; – б) $t = 40$ мм, $t_1 = K_g = 20$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$

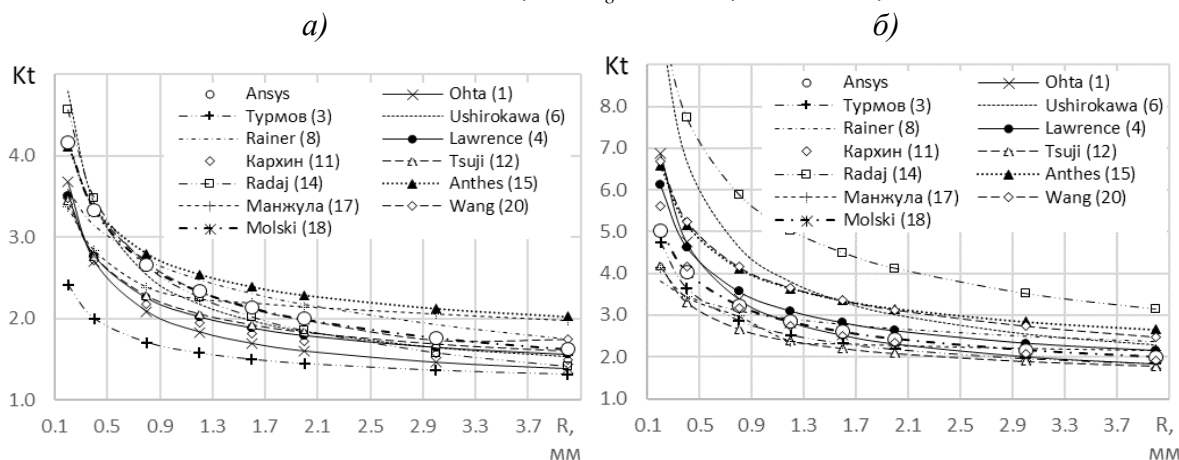


Рис. 4. Результаты расчета K_t при растяжении – а) $t = t_1 = K_g = K_b = 10$ мм, $\theta = 45^\circ$; – б) $t = 40$ мм, $t_1 = K_g = K_b = 10$ мм, $\theta = 45^\circ$, $g = 1$ мм

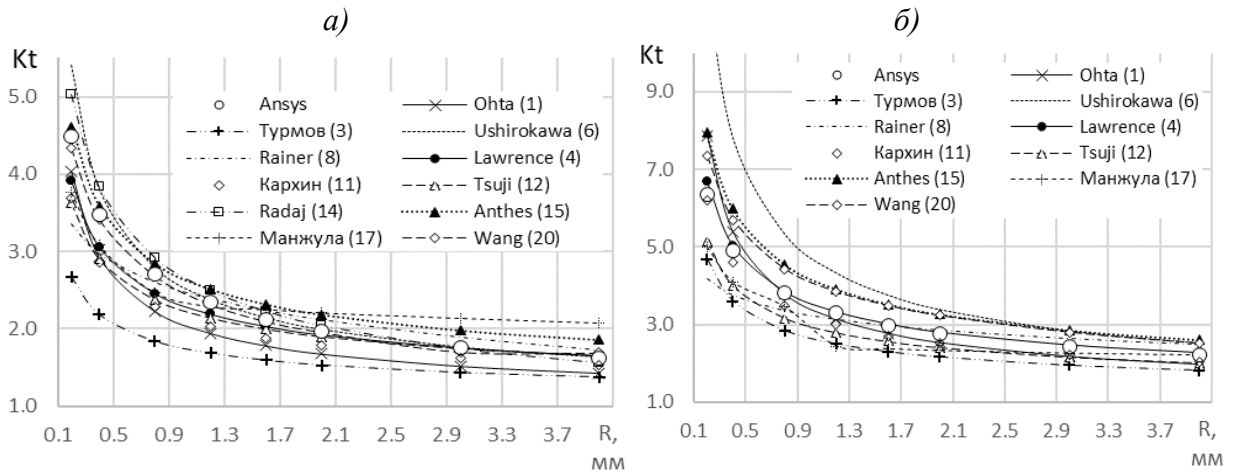


Рис.5. Результаты расчета K_t при растяжении – а) $t = t_I = K_b = 10$ мм, $K_g = 6$ мм, $\theta = 60^\circ$; – б) $t = 40$ мм, $t_I = K_b = 20$ мм, $K_g = 12$ мм, $\theta = 60^\circ$

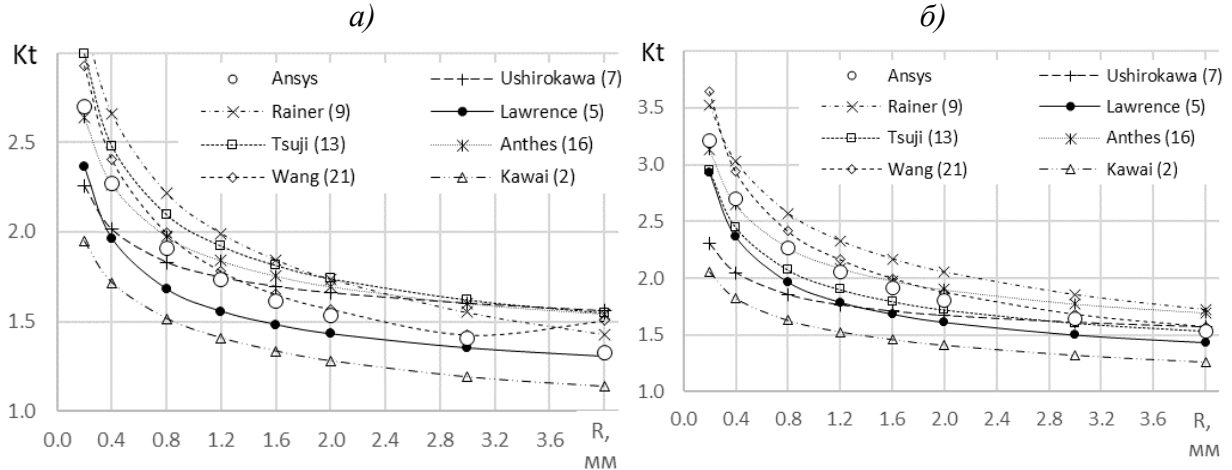


Рис. 6. Результаты расчета K_t при изгибе – а) $t = t_I = K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$; – б) $t = 20$ мм, $t_I = K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$

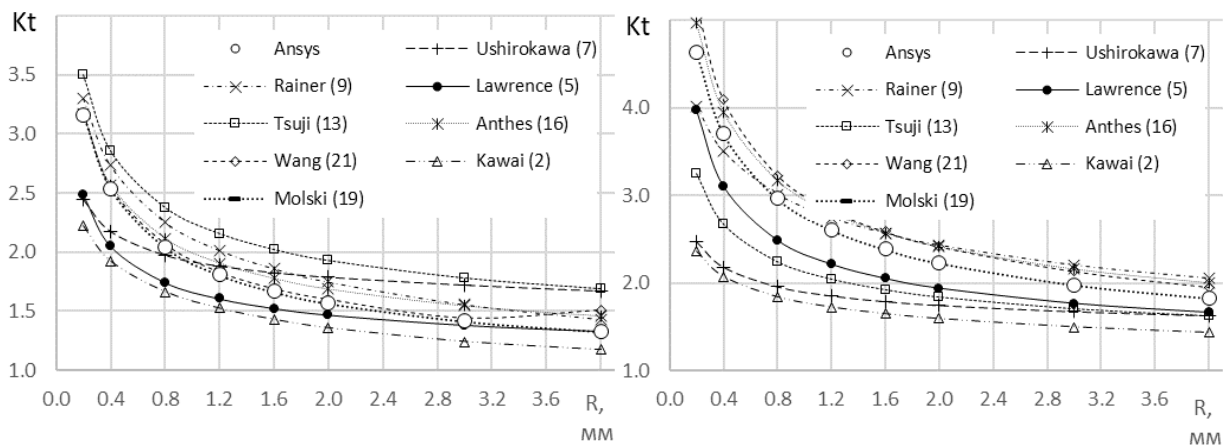


Рис. 7. Результаты расчета K_t при изгибе – а) $t = t_I = K_g = K_b = 10$ мм, $\theta = 45^\circ$; – б) $t = 40$ мм, $t_I = K_g = K_b = 10$ мм, $\theta = 45^\circ$

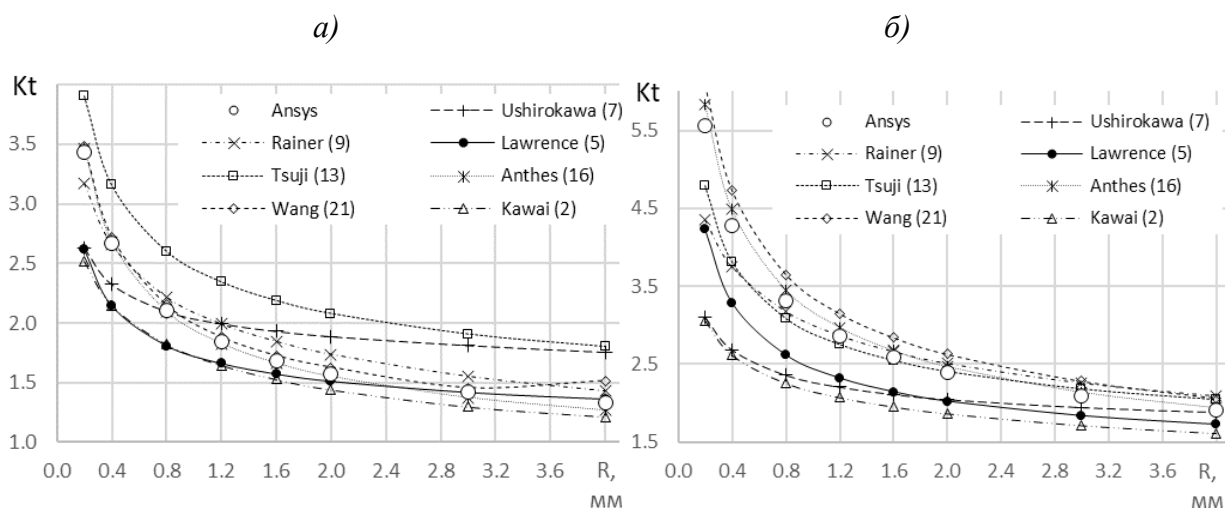


Рис. 8. Результаты расчета K_t при изгибе – а) $t = t_1 = K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$;
 – б) $t = 20$ мм, $t_1 = K_g = 10$ мм, $K_b = 6$ мм, $\theta = 30^\circ$

В зависимостях (20) и (21) учитывается усиление q шва, поэтому были проведены расчеты трех крестовых соединений с усилением шва при растяжении и изгибе. Рассматривались три варианта усиления $q = 1, 2$ и (-1) мм, выполненных по дуге окружности, для соединения, показанного на рис. 9, а. Получающиеся при этом углы θ при других значениях радиуса $R = 0,2 \dots 4$ мм. лежат в диапазоне $\theta = 67 \dots 64^\circ$ Результаты расчетов изображены на рис. 9, б.

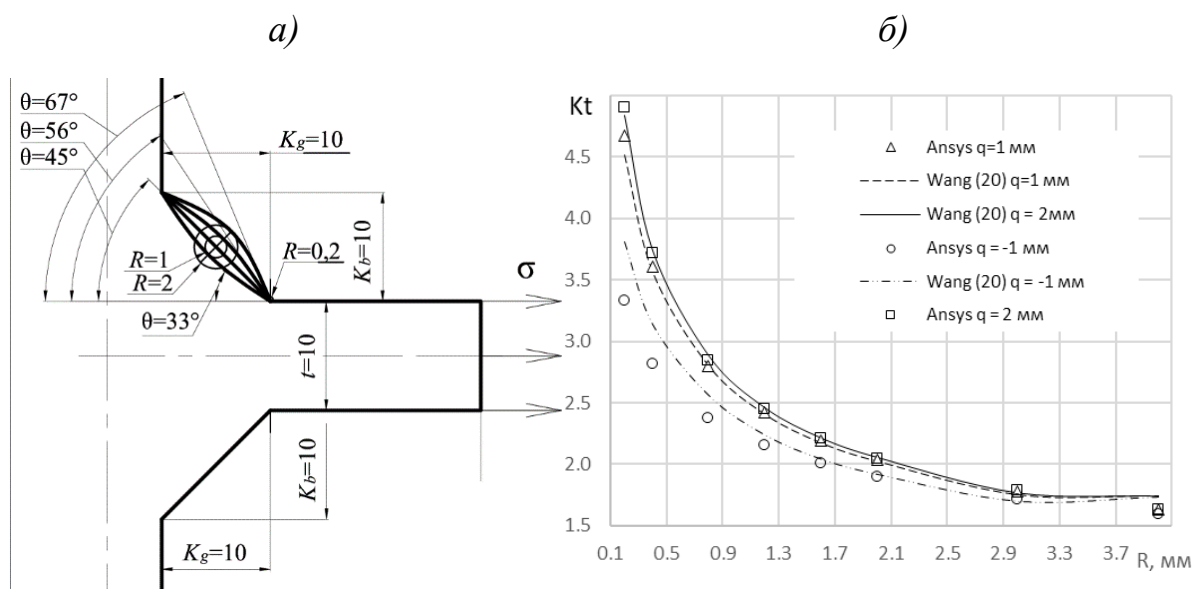


Рис. 9. Фрагмент геометрии крестового соединения с усилениями шва – а), результаты расчетов – б)

Обсуждение

При нагружении соединения растяжением анализ графиков на рис. 3...5 показывает общий характер всех зависимостей в целом – увеличенный разброс значений K_t в области малых радиусов $R = 0,2$ мм и снижение

разброса в районе $R = 4$ мм, что связано, очевидно, с размерами сеток, использованных авторами в моделях метода конечных элементов.

На рис. 3 приведены результаты зависимости K_t от радиуса R при угле $\theta = 30^\circ$. Наилучшее в среднем совпадение с Ansys, показывает зависимость (20), близкое соответствие – зависимость (17). Заниженные оценки показывают зависимости (3) и (1), а завышенные, в разных диапазонах изменения радиуса, зависимости (8) и (15) (рис. 3, а). На рис. 3, б только зависимость (6) дает сильно завышенные значения при малых R .

При угле $\theta = 45^\circ$ число зависимостей больше (рис.4, а, б). Практически полное совпадение с Ansys показывают зависимости (8), (14), (18), (20). Заниженные оценки K_t по-прежнему показывают зависимости (1) и (3), а завышенные – (15) (рис. 4, а). При $t/t_1 = 4$ зависимости (6), (14), (15), (20) не применимы (рис. 4, б), зависимости (11), (18) практически полностью совпадают с Ansys, также хорошо совпадают и зависимости (3), (8), (12), (17). Зависимость (14) соответствует исследованному диапазону, однако резко выпадает из общей картины, из-за учета в ней влияния непровара g , размеры которого авторами не определены. При $g = 0$ зависимость показывает $K_t = 0$. При вычислении принимали $g = 1$.

Анализ результатов при $\theta = 60^\circ$ показывает, что зависимости (6) и (20) на рис.5, а дают лучшее совпадение, а на рис.5, б они являются практически худшими. На рис. 5, б лучший результат показывают зависимости (1) и (4).

Исследования геометрии сварных соединений стальных листов с угловыми швами при показывают, что средние значения $\bar{R} = 1,3-1,8$ мм для ручной электродуговой сварки, $\bar{R} = 1,3-1,45$ мм для полуавтоматической в среде защитных газов, $\bar{R} = 1,4-1,65$ мм для автоматической сварки. Так как геометрия шва и зоны сопряжения непостоянна по длине, а зарождение трещин наблюдается у радиусов с малыми значениями, то интерес представляют радиусы, которые можно оценить по распределениям с 5% уровнем значимости в области малых радиусов. Такие радиусы составляют $R_5 = 0,45$ мм при ручной и полуавтоматической сварке и $R_5 = 0,55$ мм для автоматической сварки.

Если выбрать зависимость, наилучшим образом показывающую совпадение с Ansys в диапазоне изменения радиусов $R_5 = 0,45 \dots 0,55$ мм по комбинациям параметров, показанным в табл. 1, то определить одну из рассматриваемых зависимостей не возможно. При $\theta = 30$ и 60° чаще всего в среднем наилучшее соответствие демонстрирует зависимость (15). При угле $\theta = 45^\circ$ такой зависимостью является зависимость (18), но ее сложно считать инженерной, так как она требует громоздких вычислений.

Сравнение K_t при растяжении тавровых и крестовых [23, 24] соединений при всех одинаковых в них геометрических параметрах, рассчитанных в Ansys, показывает отношение $K_t^{тавр} / K_t^{крест} 100 = (4,6...-2,3)\%$. Отклонения в отрицательную область значений имеют место только в отдельных случаях при $\theta = 60^\circ$ и $R = 0,2...1,2$ мм, что очевидно связано со сходимостью вычислений. Таким образом, фактически концентрация напряжений в тавровых соединениях, связанная с изгибом от несимметричной формы, только максимум на 4,6% превышает концентрацию в крестовых соединениях.

При нагружении соединения изгибом (рис. 6...8) число зависимостей K_t меньше. Наилучшее соответствие с Ansys показывают зависимости (19) и (21). При угле $\theta = 30^\circ$ практически точное соответствие на рис. 6, а показывает зависимость (21), но до $R < 3$ мм, а на рис. 6, б также зависимость (16). Эти же зависимости наилучшим образом соответствуют Ansys и при угле $\theta = 60^\circ$, но к ним присоединяется зависимость (9).

При $\theta = 45^\circ$ зависимость (19) показывает полное совпадение, но при других углах она не применима, так как получена только для этого угла. Также хорошо совпадают с вычислительным экспериментом зависимости (16) и (21).

Зависимость (21) имеет ограничение $R/t < 0,36$, что видно по отклонению точки вверх при $R = 4$ мм и $t = 10$ мм (рис. 6, а; 7, а; 8, а). В большинстве расчетных случаев (в том числе не представленных) хорошее совпадение показывает зависимость (16). Зависимости (2), (5) стабильно во всей области значений $K_t(R)$ показывают заниженные результаты.

Разница K_t при изгибе в тавровых и крестовых [23, 24] соединениях и всех одинаковых геометрических параметрах, рассчитанных в Ansys, показывает отношение $K_t^{тавр} / K_t^{крест} 100 = (7,2...16,3)\%$, что существенно выше, чем при растяжении. Наибольшее значения имеют место при меньших радиусах.

Если аналогично растяжению рассмотреть выбор лучшей аппроксимирующей результаты вычислений в Ansys зависимости, то к таким можно отнести (9), (13), (16), (21). Зависимость (19) лучшая для расчета K_t при $\theta = 45^\circ$, но, как уже отмечалась, сложна для вычислений. Во всех случаях в среднем наиболее оптимальной является зависимость (16).

Заключение

Выполненный анализ показывает, что теоретический коэффициент концентрации K_t при $\theta = 45^\circ$, растяжении и изгибе рассчитывают зависимости (18) и (19), но ими сложно пользоваться, вследствие их громоздкости.

Зависимость (20) в большинстве случаев хорошо вычисляет K_t при растяжении, а зависимость (21) во всех случаях хорошо вычисляет K_t при изгибе, но они также имеют громоздкую структуру, что затрудняет их использование в инженерной практике.

Для инженерных расчетов с достаточной точностью при растяжении в большинстве случаев подойдут зависимости (8), (15), но отдельных случаях также (4), (11).

Для инженерных расчетов с достаточной точностью при изгибе хорошую сходимость с Ansys показали зависимости (9), (13), (16).

Наиболее универсальными во всех рассмотренных в данной работе случаях инженерными зависимостями можно считать зависимости (15) и (16).

Для расчета K_t в области $R_5 = 0,45 \dots 0,55$ мм во всех рассмотренных расчетных случаях хорошую точность показывают зависимости (15) и (16), но несколько худшую в вариантах, показанных на рис. 4, б и 5, б.

Зависимость (20) хорошо рассчитывает K_t в соединениях с положительным усилением шва при растяжении, однако ее проверка выполнена только для геометрии изображенной на рис. 9, а.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- [1] Шиманский Ю. А. Проектирование прерывистых связей судового корпуса. Л.: Судпромгиз, 1949. 159 с.
- [2] Hartman J. B., Leven M. M. Factors of Stress Concentration for the Bending: Case of Fillets in Flat Bars and Shafts with Central Enlarged Section // Proceedings SESA. 1951. Vol. 9. N. 1. P. 53.
- [3] Афанасьев Н. Н. Статистическая теория усталостной прочности металлов. Киев: Изд-во АН УССР, 1953. 128 с.
- [4] Heywood R. W. Designing by photoelasticity. London: Charpman and Hall, 1952. 177 p.
- [5] Nishida M. Stress Concentration. Tokyo: Morikita Publishing Co, 1967. 168 p.
- [6] Ohta S., Eguchi Y. Fatigue strength of arc-welded joints in 80 kg/mm² high strength steel. – J. Jap. Weld. Soc., 1974, N 4, p. 19-28.
- [7] Effect of finishes of weld toe on fatigue strength of welded high strength steels / S. Kawai, I. Miyamoto, T. Shiono, S. Saikawa. – Ibid., 1979, N 9, p. 44-51.
- [8] Турмов Г.Л. Определение коэффициента концентрации напряжений в сварных соединениях / Г.Л. Турмов // Автоматическая сварка. – 1976. - №10. – С. 14-17
- [9] Lawrence, F.V.; Ho, N.J.; Mazumdar, P.K. Predicting the fatigue stress analysis of weldments. Annu. Rev. Mater. Sci. 1981, 11, 401–425.

- [10] Ushirokawa, O., Nakayama, E. Stress concentration factor at Welded Joints. Ishikawajima-Harima Eng. Rev. 1983. 23. pp. 351-355.
- [11] Rainer G. Parameterstudien mit finiten Elementen, Berechnung der Bauteilfestigkeit von Schweißverbindungen unter äußeren Beanspruchungen. Konstruktion. 1983. 37(2). pp. 45–52
- [12] 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
- [13] 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.
- [14] 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.
- [15] Radaj D, Zhang S () Mehrparametrische Strukturoptimierung hinsichtlich Spannungserhöhungen. Konstruktion 1990. 42.pp. 89–292
- [16] 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
- [17] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T Kerbformzahlen von Stumpfstoßen und Doppel-T-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1993. 45(12). pp. 685–688
- [18] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T. Einfluß der Nahtgeometrie auf die Dauerfestigkeit von Stumpf- und Doppel-T-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1994. 46(9). pp. 433–436
- [19] Манжула, К.П. Теория и методы расчета сопротивления усталости металлических конструкций грузоподъемных машин: дис. ... д-ра техн. наук: СПб, 1997. 356 с.
- [20] Molski K.L., Tarasiuk P., Glinka G. Stress concentration at cruciform welded joints under axial and bending loading modes. Weld World 2020, 1–10.
- [21] 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.
- [22] Wang Y., Luo Y., Tsutsumi S. Parametric Formula for Stress Concentration Factor of Fillet Weld Joints with Spline Bead Profile. Materials. 2020, 13, 4639.
- [23] Manzhula K., Shlepetinskiy A. Calculated Dependences for Determining Theoretical Stress Concentration Factors in a Weld-ed T-joint. Advances in Mechanical Engineering. Lecture Notes in Mechanical Engineering. Springer, Cham. <https://doi.org/10.1007/978-3-031-30027-1>. - pp 57-69.
- [24] Манжула К. П., Шлепетинский А. Ю. Расчетные зависимости для определения теоретических коэффициентов концентрации напряжений

в тавровом сварном соединении // Современное машиностроение: Наука и образование : материалы 11-й Международной научной конференции / Под ред. А.Н. Евграфова и А.А. Поповича. - СПб.: ПОЛИТЕХ-ПРЕСС, 2022. С. 263-280 ISSN 2223-0807

К.Р. Manzhula¹, А.У. Shlepetinskiy²

THEORETICAL STRESS CONCENTRATION COEFFICIENTS IN A CROSS WELDED JOINT

¹Peter the Great St. Petersburg Polytechnic University, Russia

²Engineering Center JSC "Nevsky Zavod"

Abstract

Engineering dependencies are analyzed to calculate the theoretical stress concentration factor in a cross welded joint. Based on the comparison of the dependences under consideration with the results of studies of cross joints by the finite element method, formulas are established that best determine the theoretical stress concentration factor.

Key words: cross welded joint, theoretical stress concentration factor, finite element method, engineering dependencies.

REFERENCES

- [1] Shimansky Yu. A. Design of discontinuous connections of the ship hull. L.: Sudpromgiz, 1949. 159 p.
- [2] Hartman J. B., Leven M. M. Factors of Stress Concentration for the Bending: Case of Fillets in Flat Bars and Shafts with Central Enlarged Section // Proceedings SESA. 1951. Vol. 9. N. 1. P. 53.
- [3] Afanasiev N. N. Statistical theory of fatigue strength of metals. Kyiv: Publishing House of the Academy of Sciences of the Ukrainian SSR, 1953. 128 p.
- [4] Heywood R. W. Designing by photoelasticity. London: Chappman and Hall, 1952. 177 p.
- [5] Nishida M. Stress Concentration. Tokyo: Morikita Publishing Co, 1967. 168 p.
- [6] Ohta S., Eguchi Y. Fatigue strength of arc-welded joints in 80 kg/mm² high strength steel. – J. Jap. Weld. Soc., 1974, N 4, p. 19-28.

- [7] Effect of finishes of weld toe on fatigue strength of welded high strength steels / S. Kawai, I. Miyamoto, T. Shiono, S. Saikawa. – Ibid., 1979, N 9, p. 44-51.
- [8] Turmov G.L. Determination of the stress concentration factor in welded joints / G.L. Turmov // Automatic welding. - 1976. - No. 10. – C. 14-17
- [9] Lawrence, F.V.; Ho, N.J.; Mazumdar, P.K. Predicting the fatigue stress analysis of weldments. Annu. Rev. Mater. Sci. 1981, 11, 401–425.
- [10] Ushirokawa, O., Nakayama, E. Stress concentration factor at Welded Joints. Ishikawajima-Harima Eng. Rev. 1983. 23. pp. 351-355.
- [11] Rainer G. Parameterstudien mit finiten Elementen, Berechnung der Bauteilfestigkeit von Schweißverbindungen unter äußeren Beanspruchungen. Konstruktion.1983. 37(2). pp. 45–52
- [12] 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
- [13] Karkhin V.A., Kostylev V.I., Stakanov V.I.: Influence of geometric parameters of butt, tee and cross joints on the stress concentration factor. Automatic welding. 1988. No. 3. pp. 6-11.
- [14] 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.
- [15] Radaj D, Zhang S () Mehrparametrische Strukturoptimierung hinsichtlich Spannungserhöhungen. Konstruktion 1990. 42.pp. 89–292
- [16] 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
- [17] Anthes RJ, Köttgen VB, Seeger T Kerbformzahlen von Stumpfstoßen und Doppel-T-Stößen. Schweissen und Schneiden. 1993. 45(12). pp. 685–688
- [18] 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
- [19] Manzhula, K.P. Theory and methods for calculating the fatigue resistance of metal structures of hoisting machines: dis. ... Dr. tech. Sciences: St. Petersburg, 1997. 356 p.
- [20] Molski K.L., Tarasiuk P., Glinka G. Stress concentration at cruciform welded joints under axial and bending loading modes. Weld World 2020, 1–10.
- [21] 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.
- [22] Wang Y., Luo Y., Tsutsumi S. Parametric Formula for Stress Concentration Factor of FilletWeld Joints with Spline Bead Profile. Materials. 2020, 13, 4639.

- [23] Manzhula K., Shlepetinskiy A. Calculated Dependences for De-termining Theoretical Stress Concentration Factors in a Weld-ed T-joint. *Advances in Mechanical Engineering. Lecture Notes in Mechanical Engineering.* Springer, Cham. <https://doi.org/10.1007/978-3-031-30027-1>. - pp 57-69.
- [24] Manzhula K. P., Shlepetinsky A. Yu. Calculation dependencies for determining the theoretical stress concentration factors in a tee welded joint // *Modern mechanical engineering: Science and education: materials of the 11th International scientific conference* / Ed. A.N. Evgrafova and A.A. Popovich. - St. Petersburg: POLYTECH-PRESS, 2022. S. 263-280 ISSN 2223-0807