

ОСОБЛИВОСТІ РОЗРАХУНКУ КОЕФІЦІЄНТІВ КОНЦЕНТРАЦІЇ НАПРУЖЕНЬ У ТОНКОЛИСТОВИХ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ З УРАХУВАННЯМ ПОЧАТКОВОЇ КУТОВОЇ ДЕФОРМАЦІЇ

А.В. Молтасов, П.М. Ткач, М.М. Димань, І.Г. Ткач, В.Г. Кот

ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. 03150, м. Київ, вул. Казимира Малевича, 11. E-mail: moltasov@gmail.com

Стаття присвячена дослідженням впливу початкової кутової деформації, зумовленої нерівномірним поперечним осіданням стикового зварного шва в процесі його охолодження, на коефіцієнти концентрації напружень (ККН) в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до основного металу (ОМ). Проведено аналіз наявних формул для визначення коефіцієнта, який враховує вплив початкової кутової деформації на ККН на лінії сплавлення шва з ОМ. У результаті встановлено, що ці формули розроблені для з'єднань із симетричним відносно серединної площини зварюваних пластин стиковим швом і не можуть використовуватись при розрахунках поблизу кореня шва. Приведене теоретичне обґрунтування того, що початкова кутова деформація повинна призводити до зниження напружень на кореневій стороні з'єднання. Запропоновано нові аналітичні формули для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, які враховують початкову кутову деформацію. На конкретному прикладі було показано, що наявність початкової кутової деформації призводить до зниження напружень на кореневій стороні з'єднання. Результати аналітичних розрахунків були підтверджені чисельними розрахунками методом скінченних елементів. Бібліогр. 18, табл. 1, рис. 4.

Ключові слова: стикове зварне з'єднання, кутова деформація, концентрація напружень, розтягування, згинання, корінь зварного шва

Вступ. При зварюванні плавленням стикових швів без розробки або з V-подібною розробкою кромки кількість розплавленого металу збільшується від зворотної до лицьової сторони з'єднання, що спричиняє нерівномірне поперечне осідання по товщині з'єднуваних пластин при охолодженні [1]. Внаслідок цього паралельні до зварювання частини з'єднання повертаються одна відносно іншої на кут γ , утворюючи кут між лицьовими поверхнями $< 180^\circ$ (рис. 1).

Такі відхилення геометричної форми призводять до збільшення напружень у зварних з'єднаннях при їх осьовому навантаженні внаслідок виникнення додаткових напружень згину [2]. Показано [3], що відхилення геометричної форми, які виникають в процесі зварювання, чинять помітний негативний вплив на втомну довговічність,

особливо для тонколистових конструкцій з малою жорсткістю на згин.

Оскільки концентрація напружень є одним з основних факторів, які визначають опір втомі зварних з'єднань [4], обґрунтування методики щодо правильної оцінки впливу початкової кутової деформації на коефіцієнти концентрації напружень (ККН) в зонах переходу від конструктивних елементів стикового шва до основного металу (ОМ) є актуальною науково-технічною задачею в області міцності, надійності та довговічності зварних конструкцій.

Аналіз існуючих підходів та сучасних розрахунків. З урахуванням поступальних і кутових взаємних переміщень зварюваних пластин при формуванні стикового з'єднання узагальнена формула для визначення теоретичного ККН має вигляд [5]:

$$\alpha_\sigma = \alpha_{\sigma w} \cdot \alpha_m \cdot \alpha_\gamma, \quad (1)$$

де $\alpha_{\sigma w}$, α_m та α_γ – ККН від форми шва, поперечного зміщення зварюваних кромки та кутової деформації відповідно.

Для визначення коефіцієнта α_γ у з'єднаннях із симетричним відносно серединної поверхні з'єднуваних пластин швом в [6] запропоновано формулу:

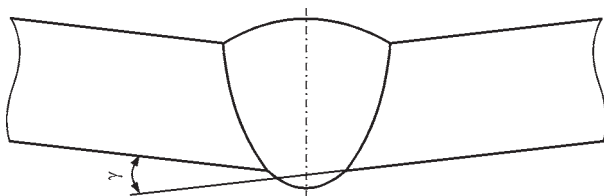


Рис. 1. Кутове переміщення внаслідок нерівномірного поперечного осідання металу в процесі формування стикового зварного шва

Молтасов А.В. – <https://orcid.org/0000-0002-5025-4055>, Ткач П.М. – <https://orcid.org/0000-0002-1069-4128>, Димань М.М. – <https://orcid.org/0000-0002-5886-1124>, Кот В.Г. – <https://orcid.org/0000-0002-4759-9992>, Ткач І.Г. – <https://orcid.org/0009-0007-1026-9205>

©А.В. Молтасов, П.М. Ткач, М.М. Димань, І.Г. Ткач, В.Г. Кот, 2024

$$\alpha_{\gamma} = 1 + \frac{3l}{\delta} \sin \gamma, \quad (2)$$

де $l/2$ – відстань від кромки шва до точки прикладення осьового навантаження P ; δ – товщина пластин, що з'єднуються (рис. 2).

Згідно з рекомендаціями Міжнародного інституту зварювання (МІЗ) [7] для визначення α_{γ} використовують формулу:

$$\alpha_{\gamma} = 1 + \frac{3l \cdot \gamma \cdot \tanh(\beta)}{\delta \cdot \beta}, \quad (3)$$

де нелінійний множник, залежний від β , враховує ефект зменшення початкового кута γ внаслідок вертикального переміщення перерізу, до якого прикладено осьову силу [8].

Зважаючи на те, що кут зазвичай не перевищує 5° [9], можна з точністю до четвертого знаку прийняти $\sin \gamma \approx \gamma$. Отже, без урахування ефекту випрямлення формули (2) та (3) можна вважати тотожними.

Розглянувши рис. 2, легко побачити, що внаслідок кутової деформації під дією осьової сили P також виникає згинальний момент M_{γ} , який на лінії сплавлення металу шва (МШ) з ОМ визначатиметься формулою:

$$M_{\gamma}^f = \frac{P \cdot l}{2} \sin \gamma. \quad (4)$$

Тоді напруження розтягу від дії осьової сили в перерізі, який відповідає лінії сплавлення, становлять:

$$\sigma^T = \frac{P}{b \cdot \delta},$$

а напруження згину в цьому перерізі від дії згинального моменту:

$$\sigma^B = \frac{3P \cdot l}{b \cdot \delta^2} \sin \gamma,$$

де b – ширина пластин, що з'єднуються.

Отже, сумарне напруження на верхній стороні з'єднання визначатиметься як сума напружень розтягу та згину:

$$\sigma^{\Sigma} = \frac{P}{b \cdot \delta} \left(1 + \frac{3l}{\delta} \sin \gamma \right). \quad (5)$$

Як бачимо, в дужках формули (5) маємо коефіцієнт α_{γ} з формули (2).

Оскільки в [6] розглядався симетричний шов, напруження на нижній стороні з'єднання лишилися

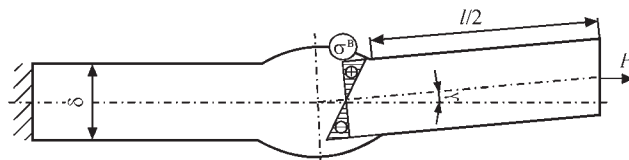


Рис. 2. Розрахункова схема стикового зварного з'єднання з симетричним підсиленням та початковою кутовою деформацією

ся поза увагою, тому що очевидно, що вони являтимуть собою різницю напружень розтягу та згину (див. епюру на рис. 2) і будуть меншими за напруження на верхній стороні. При цьому в [10, 11] при розрахунках ККН на кореневій стороні з'єднань, виконаних одностороннім зварюванням, ККН від форми шва також множився на ККН від кутової деформації, внаслідок чого сумарний ККН збільшувався, хоча насправді початкова кутова деформація має призводити до його зменшення поблизу кореня шва.

Відомо [12, 13], що як при статичних, так і при циклічних навантаженнях руйнування тонколистових зварних з'єднань розпочинається саме в зонах переходу від кореня шва до ОМ, тому необхідно кількісно врахувати вплив початкової кутової деформації на величину напружень в цих зонах.

Теоретичні основи визначення ККН поблизу кореня шва. Згідно з даними [14] згинальний момент, зумовлений ексцентриситетом прикладення осьового навантаження на ділянці зі швом, на лінії сплавлення кореня шва з ОМ у стиковому з'єднанні без початкової кутової деформації (рис. 3) буде визначатися формулою:

$$M_e = \frac{P}{2} \left(h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{g_r^2}{4}} \right), \quad (6)$$

де h_f – висота лицьового підсилення; R_f – радіус опуклої частини лицьового підсилення; g_r – ширина кореня шва.

Враховуючи відстань між лініями сплавлення лицьового підсилення та кореня шва з ОМ, яка складає $(g_f - g_r)/2$ (див. рис. 3), згинальний момент від початкової кутової деформації на лінії сплавлення кореня шва з ОМ визначатиметься формулою:

$$M_{\gamma}^r = \frac{P \cdot (l + g_f - g_r)}{2} \sin \gamma, \quad (7)$$

де g_f – ширина лицьового підсилення.

Оскільки напрямок дії згинального моменту, пов'язаного з початковою кутовою деформацією,

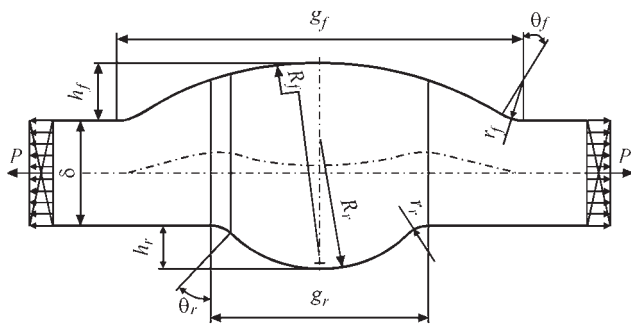


Рис. 3. Геометричні параметри ідеалізованої моделі стикового з'єднання, виконаного одностороннім зварюванням плавленням

є протилежним до напрямку дії моменту, зумовленого ексцентриситетом, остаточний момент на лінії сплавлення кореня шва з ОМ визначається як різниця моментів (6) та (7):

$$M = M_e - M_\gamma = \frac{P}{2} \left[h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{g_r^2}{4}} - (l + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma \right], \quad (8)$$

Якщо покласти:

$$m = \delta + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{g_r^2}{4}},$$

то напруження від згину на лінії сплавлення кореня шва з ОМ для з'єднання одиничної ширини згідно з [14] при $b_0 \leq \delta/2$ визначається за формулою:

$$\sigma_r^B = \frac{M \cdot m}{2r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]}, \quad (9)$$

а при $b_0 > \delta/2$ – за формулою:

$$\sigma_r^B = \frac{M \cdot m}{2r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]}, \quad (10)$$

де r_r – радіус дуги переходу від кореня шва до ОМ; b_0 – параметр, який характеризує гостроту концентратора поблизу кореня шва і визначається за формулою:

$$b_0 = 4\sqrt{2} \frac{r_r \cdot h_r}{\sqrt{g_r^2 + 4h_r^2}},$$

де h_r – висота кореня шва.

Підставивши вираз для згинального моменту (8) у (9) та (10), отримаємо формули для визначення напружень згину на лінії сплавлення кореня шва з ОМ у з'єднанні з початковою кутовою деформацією відповідно при $b_0 \leq \delta/2$:

$$\sigma_r^B = \frac{P \cdot [m - \delta - (l + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma] \cdot m}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]}, \quad (11)$$

та при $b_0 > \delta/2$:

$$\sigma_r^B = \frac{P \cdot [m - \delta - (l + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma] \cdot m}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]}. \quad (12)$$

Напруження розтягу на лінії сплавлення кореня шва з ОМ при $b_0 \leq \delta/2$ та при $b_0 > \delta/2$ визначаються відповідно за формулами [14]:

$$\sigma_r^T = \frac{P}{r_r \left(\ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0} \right)} \quad (13)$$

та

$$\sigma_r^T = \frac{P}{r_r \left(\ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m} \right)}. \quad (14)$$

Отже, теоретичний ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ при $b_0 \leq \delta/2$ визначатиметься як відношення до номінального напруження $\sigma_{nom} = P/\delta$ суми напружень згину (11) та розтягу (13):

$$\alpha_\sigma^r = \frac{\delta}{r_r} \left[\frac{1}{\ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0}} + \frac{m \cdot [m - \delta - (l + g_f - g_r) \sin \gamma]}{4 \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]} \right], \quad (15)$$

а при $b_0 > \delta/2$ – суми напружень (12) та (14):

$$\alpha_\sigma^r = \frac{\delta}{r_r} \left[\frac{1}{\ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m}} + \frac{m \cdot [m - \delta - (l + g_f - g_r) \sin \gamma]}{4 \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]} \right]. \quad (16)$$

Уточнений підхід до визначення ККН на лицьовій стороні з'єднання. Використання формул типу (1), які передбачають множення теоретичного ККН при розтягу на інші коефіцієнти, що враховують додаткові напруження згину, не є коректним у повній мірі, оскільки відомо [15], що теоретичні ККН для напружень розтягу та згину в одному й тому ж концентраторі відрізняються.

Згідно з даними [16] напруження від згину на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ для з'єднання одиничної ширини при $a_0 \leq \delta/2$ визначається за формулою:

$$\sigma_f^B = \frac{M \cdot \delta}{2r_f \left[\left(r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0 \cdot (r_f + \delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{\delta^3 + (\delta - 2a_0)^3}{24(r_f + a_0)} \right]}, \quad (17)$$

а при $a_0 > \delta/2$ – за формулою:

$$\sigma_f^B = \frac{M \cdot \delta}{2r_f \left[\left(r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} - \frac{\delta}{2} \cdot (r_f + \delta) + \frac{\delta^2}{8} + \frac{\delta^3}{12(2r_f + \delta)} \right]}, \quad (18)$$

де r_f – радіус дуги переходу від лицьового підсилення до ОМ; a_0 – параметр, який характеризує гостроту концентратора поблизу лицьового підсилення і визначається за формулою:

$$a_0 = 4\sqrt{2} \frac{r_f \cdot h_f}{\sqrt{g_f^2 + 4h_f^2}}.$$

Напруження розтягу на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ при $a_0 \leq \delta/2$ та при $a_0 > \delta/2$ визначаються відповідно за формулами [16]:

σ_f^T = $\frac{P}{r_f \left(\ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{\delta - a_0}{r_f + a_0} \right)}$ (19)

та

σ_f^r = $\frac{P}{r_f \left(\ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} + \frac{\delta}{2r_f + \delta} \right)}$. (20)

Очевидно, що ексцентриситет на лінії сплавлення дорівнює нулю, тому згинальний момент в цій точці зумовлений лише початковою кутовою деформацією і визначається за формулою (4).

Оскільки напрямок дії напружень від згинального моменту, зумовленого початковою кутовою деформацією, на лицьовій стороні з'єднання співпадає з напрямком дії напружень від осової сили, то теоретичний ККН на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ при $a_0 \leq \delta/2$ визначатиметься як відношення суми напружень згину (17) з урахуванням (4) та розтягу (19) до номінального напруження:

α_σ^f = $\frac{\delta}{r_f} \left(\frac{1}{\ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{\delta - a_0}{r_f + a_0}} + \frac{\delta / \sin \gamma}{4 \left[\left(r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0 (r_f + \delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{\delta^3 + (\delta - 2a_0)^3}{24(r_f + a_0)} \right]} \right)$, (21)

а при $a_0 > \delta/2$ – суми напружень (18) з урахуванням (4) та (20):

α_σ^f = $\frac{\delta}{r_f} \left(\frac{1}{\ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} + \frac{\delta}{2r_f + \delta}} + \frac{\delta / \sin \gamma}{4 \left[\left(r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} - \frac{\delta}{2} (r_f + \delta) + \frac{\delta^2}{8} + \frac{\delta^3}{12(2r_f + \delta)} \right]} \right)$. (22)

Результати розрахунків та їх обговорення.

Розглянемо стикове зварне з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М завтовшки 1,8 мм, для якого в [14] були розраховані теоретичні ККН на лініях сплавлення лицьового підсилення та кореня шва з ОМ без урахування початкової кутової деформації (таблиця), і постулюємо в ньому початкову кутову деформацію γ = 2° та відстань від лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ до точки прикладення осового навантаження l/2 = 3 мм.

Оскільки $b_0 \leq \delta/2$ (див. таблицю), то ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ у досліджувано-

Геометричні розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М, виконаного дуговим зварюванням неплавким електродом в аргоні

Сторона з'єднання	Ширина виступу g, мм	Висота виступу h, мм	Радіус переходу від МШ до ОМ r, мм	Радіус опуклої частини R, мм	Параметр гостроти концентратора a ₀ (b ₀), мм
Лицьова (f)	7,000	1,000	0,690	5,935	0,536
Коренева (r)	3,750	0,750	0,490	2,229	0,515

му з'єднанні визначатимемо за формулою (15), в результаті встановимо, що він складає 1,92. Якщо у формулі (15) покласти γ = 0, то встановимо, що в аналогічному з'єднанні без початкової кутової деформації ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ складає 2,4, що підтверджується результатами розрахунків методом скінченних елементів (МСЕ), проведеними в [14]. Таким чином, наявність початкової кутової деформації призводить до зниження напружень поблизу кореня шва на 20 %.

Також для цього з'єднання має місце $a_0 \leq \delta/2$ (див. таблицю), тому ККН на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ визначатимемо за формулою (21), у результаті встановимо, що він складає 2,14. Поклавши у формулі (21) γ = 0, встановимо, що в аналогічному з'єднанні без початкової кутової деформації ККН на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ складає 1,62, що також підтверджується результатами розрахунків МСЕ, проведеними в [14]. Отже, початкова кутова деформація призводить до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднання на 32 %.

Отримані аналітичні результати добре узгоджуються з результатами чисельних розрахунків методом скінченних елементів (МСЕ), згідно з якими максимальне напруження поблизу кореня шва склало 2,01 МПа, а поблизу підсилення – 2,22 МПа (рис. 4). Таким чином, напруження на лицьовій стороні з'єднання відрізняються на 3,8 %, а на його кореневій стороні – на 4,7 %.

Прикладене осове навантаження складало 1,8 Н, для того щоб номінальне напруження у з'єднанні одиничної ширини завтовшки 1,8 мм складало 1 МПа. Таким чином, отримані значен-

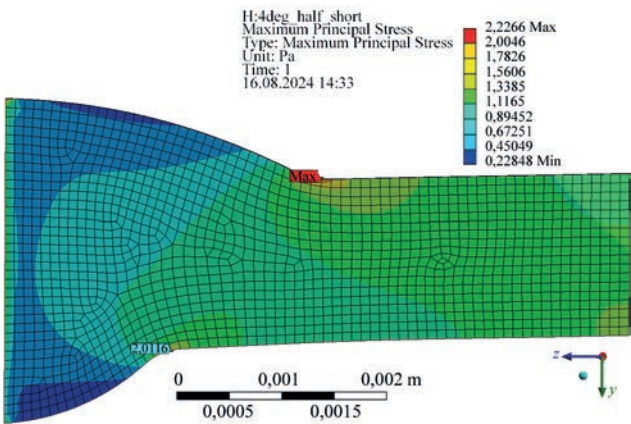


Рис. 4. Розрахункові поля напружень у досліджуваному з'єднанні з початковою кутовою деформацією, отримані МСЕ

ня напружень в зонах концентраторів дорівнювали значенням відповідних ККН, що сприяло спрощенню порівняння аналітичних та чисельних результатів.

Для запобігання впливу розмірів сітки скінченних елементів на значення максимальних локальних напружень вона подрібнювалась в процесі аналізу до тих пір, доки різниця між значеннями напружень в остаточній та попередній моделях не становила менше 5 % [17]. У результаті лінійний розмір елемента остаточної моделі становив 0,1 мм, а сама модель налічувала 16848 елементів з 70308 вузлами.

Оскільки $\alpha_m = 1$, загальний ККН $\alpha_\sigma = 2,14$, а теоретичний ККН форми шва $\alpha_{\sigma_w} = 1,62$, то згідно з формулою (1) ККН кутової деформації α_γ за уточненою теорією складає 1,32, а за формулою (2), яка не враховує різниці між ККН при розтягу та згинанні, ця величина становить майже 1,35. Очікувано, що уточнені розрахунки є менш консервативними, тому що для стикових зварних з'єднань ККН при згинанні дещо менші за ККН при розтягу [18].

Висновки

1. Проведено аналіз існуючих формул для визначення коефіцієнтів, які враховують вплив початкової кутової деформації, зумовленої нерівномірним термічним осіданням стикових зварних швів по товщині з'єднань, на загальну концентрацію напружень. З огляду на природу проаналізованих формул теоретично обґрунтовано, що початкова кутова деформація, повинна призводити не тільки до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднань, а й до їх зниження на кореневій стороні.

2. Вперше отримано аналітичні формули для визначення теоретичного коефіцієнту концентрації напружень на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, які враховують початкову кутову деформацію.

3. Удосконалено аналітичні формули для оцінки впливу початкової кутової деформації на теоретичний коефіцієнт концентрації напружень на лінії сплавлення лицьового підсилення шва з основним металом у частині врахування різниці між коефіцієнтами концентрації напружень розтягу та згину.

4. На прикладі тонколистового стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М, виконаного дуговим зварюванням неплавким електродом в захисних газах, показано, що наявність початкової кутової деформації величиною 2° призводить до збільшення напружень на лицьовій сто-

роні з'єднання на 32 % та до їх зниження на 20 % поблизу кореня шва у порівнянні зі з'єднанням без початкової кутової деформації. Отримані результати підтверджуються чисельними розрахунками методом скінченних елементів – розбіжність результатів не перевищує 5 %.

Список літератури

1. Вершинский С.В., Винокуров В.А., Куркин С.А. и др. (1975) *Проектирование сварных конструкций в машиностроении*. Москва, Машиностроение.
2. Zhu, J., Barsoum, I., Barsoum, Z., Khurshid, M. (2022) Evaluation of local stress-based fatigue strength assessment methods for cover plates and T-joints subjected to axial and bending loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 9 (45), 2531–2548. DOI: <https://doi.org/10.1111/ffe.13764>
3. Remes, H., Romanoff, J., Lillemäe, I. et al. (2017) Factors affecting the fatigue strength of thin-plates in large structures. *International J. of Fatigue*, 101, 397–407. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.019>
4. Труфяков В.И., Дворецкий В.И., Михеев П.П. и др. (1990) *Прочность сварных соединений при переменных нагрузках*. Киев, Наукова думка. ISBN 5-12-009392-2
5. Makarov, I.I. (1977) Method of calculating the coefficient of stress concentration in butt-welded joints. *Welding Production*, 4 (24), 6–8.
6. Colchen, D. (1999) Actual effect of weld defects on the fatigue behavior of aluminium butt welds. *Welding in the World*, 6 (43), 25–32. ISSN 00432288
7. Hobbacher, A.F. (2016) *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. Second edition. Berlin, Springer. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2>
8. Lillemäe, I., Lammi, H., Molter, L., Remes H. (2012) Fatigue strength of welded butt joints in thin and slender specimens. *International J. of Fatigue*, 44, 98–106. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.05.009>
9. Mancini, F., Remes, H., Romanoff, J., Reinaldo Goncalves B. (2020) Stress magnification factor for angular misalignment between plates with welding-induced curvature. *Welding in the World*, 4 (64), 729–751. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00866-7>
10. Knysh, V.V., Klochkov, I.N., Pashulya, M.P., Motrunich S.I. (2014) Increase of fatigue resistance of sheet welded joints of aluminum alloys using high-frequency peening. *The Paton Welding J.*, 5, 21–27. DOI: <https://doi.org/10.15407/tpwj2014.05.04>
11. Кныш В.В., Соловей С.А. (2017) *Повышение долговечности сварных соединений с усталостными повреждениями: монография*. Киев, Политехника. ISBN 978-966-622-845-4
12. Lukianenko, A., Labur, T.M., Pokliatskyi, A.G. et al. (2019) Investigation of fatigue strength and norms of emission of harmful substances in the air during MIG and TIG welding of 1460 aluminum-lithium alloy. *FME Transactions*, 3, 47, 608–612. DOI: <https://doi.org/10.5937/fmet1903608L>
13. Motrunich, S., Klochkov, I., Poklaytsky A. (2020) High cycle fatigue behaviour of thin sheet joints of aluminium-lithium alloys under constant and variable amplitude loading. *Welding in the World*, 12, 64, 1971–1979. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00976-2>
14. Moltasov, A., Tkach, P., Ustynenko, O., Protasov R. (2022) Effect of load eccentricity on stress condition of butt welded joint with asymmetrical reinforcement. *Strojnicky Casopis*, 1, 72, 99–108. DOI: <https://doi.org/10.2478/scjme-2022-0010>
15. Goyal, R., El-Zein, M., Glinka, G. (2016) A robust stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures. *Welding in the World*, 2, 60, 299–314. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0295-y>
16. Moltasov, A.V. (2019) Stressed state of a butt-welded joint with regard for displacements of the centers of inertia. *Materials Science*, 3, 55, 358–366. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00310-2>

17. Молтасов А.В., Ткач П.Н. (2019) Расчёт напряжений вблизи корневого усиления стыкового сварного соединения. *Збірник наукових праць НУК*, **1**, 475, 34–42. DOI: [https://doi.org/10.15589/znp2019.1\(475\).5](https://doi.org/10.15589/znp2019.1(475).5)
18. Молтасов А.В., Ткач П.Н., Мотрунич С.И. (2017) Инженерный метод исследования напряжённого состояния в зонах концентрации сварных соединений с симметричным усилением. *Mechanics and Advanced Technologies*, **1**, 79, 82–90. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.94900>
1. Vershinsky, S.V., Vinokurov, V.A., Kurkin, S.A. et al. (1975) *Design of welded structures in mechanical engineering*. Ed. by S.A., Kurkin. Moscow, Mashinostroenie [in Russian].
2. Zhu, J., Barsoum, I., Barsoum, Z., Khurshid, M. (2022) Evaluation of local stress-based fatigue strength assessment methods for cover plates and T-joints subjected to axial and bending loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, **9** (45), 2531–2548. DOI: <https://doi.org/10.1111/ffe.13764>
3. Remes, H., Romanoff, J., Lillemäe, I., Frank, D. et al. (2017) Factors affecting the fatigue strength of thin-plates in large structures. *Intern. J. Fatigue*, **101**, 397–407. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2016.11.019>
4. Trufiakov, V.I., Dvoretzky, V.I., Mikheev, P.P. et al. (1990) *Strength of welded joints under variable loads*. Ed. by V.I. Trufiakov. Kyiv, Naukova Dumka [in Russian].
5. Makarov, I.I. (1977) Method of calculating the coefficient of stress concentration in butt-welded joints. *Welding Production*, **4**(24), 6–8.
6. Colchen, D. (1999) Actual effect of weld defects on the fatigue behavior of aluminium butt welds. *Welding in the World*, **6**(43), 25–32.
7. Hobbacher, A.F. (2016) *Recommendations for fatigue design of welded joints and components*. Second ed., Berlin, Springer. DOI: <https://doi.org/10.1007/978-3-319-23757-2>
8. Lillemäe, I., Lammi, H., Molter, L., Remes, H. (2012) Fatigue strength of welded butt joints in thin and slender specimens. *Intern. J. Fatigue*, **44**, 98–106. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.ijfatigue.2012.05.009>
9. Mancini, F., Remes, H., Romanoff, J., Reinaldo Goncalves, B. (2020) Stress magnification factor for angular misalignment between plates with welding-induced curvature. *Welding in the World*, **4**(64), 729–751. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00866-7>
10. Knysh, V.V., Klochkov, I.N., Pashulya, M.P., Motrunich, S.I. (2014) Increase of fatigue resistance of sheet welded joints of aluminum alloys using high-frequency peening. *The Paton Welding J.*, **5**, 21–27. DOI: <https://doi.org/10.15407/tpwj2014.05.04>
11. Knysh, V.V., Solovei, S.A. (2017) *Improving the durability of welded joints with fatigue damage: Monography*. Kyiv, Politekhnika [in Russian].
12. Lukianenko, A., Labur, T.M., Pokliatskyi, A.G., Motrunich, S., Bajic, D. (2019) Investigation of fatigue strength and norms of emission of harmful substances in the air during MIG and TIG welding of 1460 aluminum-lithium alloy. *FME Transact.*, **3**, 47, 608–612. DOI: <https://doi.org/10.5937/fmet1903608L>
13. Motrunich, S., Klochkov, I., Pokliatsky, A. (2020) High cycle fatigue behaviour of thin sheet joints of aluminium-lithium alloys under constant and variable amplitude loading. *Welding in the World*, **12**(64), 1971–1979. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-020-00976-2>
14. Moltasov, A., Tkach, P., Ustylenko, O., Protasov, R. (2022) Effect of load eccentricity on stress condition of butt welded joint with asymmetrical reinforcement. *Strojnický Casopis*, **1**(72), 99–108. DOI: <https://doi.org/10.2478/scjme-2022-0010>
15. Goyal, R., El-Zein, M., Glinka, G. (2016) A robust stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures. *Welding in the World*, **2**(60), 299–314. DOI: <https://doi.org/10.1007/s40194-016-0295-y>
16. Moltasov, A.V. (2019) Stressed state of a butt-welded joint with regard for displacements of the centers of inertia. *Mater. Sci.*, **3**(55), 358–366. DOI: <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00310-2>
17. Moltasov, A.V., Tkach, P.N. (2019) Stresses calculation near root reinforcement of butt welded joint. *Zb. Naukovykh Prats NUK*, **1**(475), 34–42 [in Russian]. DOI: [https://doi.org/10.15589/znp2019.1\(475\).5](https://doi.org/10.15589/znp2019.1(475).5)
18. Moltasov, A.A., Tkach, P., Motrunich, S. (2017) Engineering method for research of stress state in concentration areas of welded joints with symmetrical reinforcement. *Mechanics and Advanced Technologies*, **1**(79), 82–90 [in Russian]. DOI: <http://dx.doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.94900>

PECULIARITIES OF CALCULATION OF STRESS CONCENTRATION FACTORS IN THIN-SHEET BUTT WELDED JOINTS WITH THE CONSIDERATION OF INITIAL ANGULAR DEFORMATION

A.V. Moltasov, P.M. Tkach, M.M. Dyman, I.G. Tkach, V.G. Kot

E.O. Paton Electric Welding Institute of the NAS of Ukraine. 11 Kazymyr Malevych Str., 03150, Kyiv, Ukraine.
E-mail: moltasov@gmail.com

The paper is devoted to the study of the influence of the initial angular deformation caused by uneven transverse sagging of the butt weld during its cooling on the stress concentration factors (SCF) in the transition zones from the face reinforcement and the weld root to the base metal (BM). An analysis of the existing formulas was carried out to determine the factor that considers the influence of the initial angular deformation on the SCF at the fusion line of the weld with the BM. An analysis of the available formulas was carried out to determine the factor that takes into account the effect of the initial angular deformation on the SCF at the weld line with the BM. As a result, it was found that these formulas were developed for joints with a butt weld symmetrical with respect to the median plane of the plates being welded and cannot be used for calculations near the root of the weld. A theoretical justification is given that the initial angular deformation should lead to a decrease in stresses on the root side of the joint. New analytical formulas for determining the SCF on the fusion line of the weld root with the BM are proposed, that take into account the initial angular deformation. A specific example was used to show that the presence of an initial angular deformation really results in a decrease in stresses on the root side of the joint. The results of analytical calculations were confirmed by numerical calculations using the finite element method. 18 Ref., 1 Tabl., 4 Fig.

Keywords: butt welded joint, angular deformation, stress concentration, tension, bending, weld root

Отримано 25.09.2024

Отримано у переглянutoму вигляді 22.10.2024

Прийнято 12.12.2024