

МЕТОДИ ВИЗНАЧЕННЯ КІН ДЛЯ ДЕФЕКТНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ЗАМКНУТОГО ПРОФІЛЮ

Т.І. Рибак, М.І. Підгурський, М.Я. Сташків

METHODS FOR DETERMINATION OF THE STRESS INTENSITY FACTORS (SIF) FOR DEFECTIVE ELEMENTS WITH A CLOSED PROFILE

T.I. Rybak, M.I. Pidgursky, M.Ya. Stashkiv

Тернопільський державний технічний університет імені Івана Пулюя, Україна

Abstract. The bases of engineering methods of determination of stress intensity factors (SIF) are considered for the elements with cracks of the closed type. Mathematical models are built and SIF is explored using two methods – through nominal tensions in netto-section and through the change of moment of inertia of the transversal crossing of elements. Correctional functions for thin-walled profiles are given. The analytical and experimental results of SIF's are compared.

Важливою областю розрахунків є прогнозування живучості конструкцій машин із втомними тріщинами, застосовуючи методи механіки втомного руйнування. Ці методи знаходять практичне застосування в машинобудуванні, у т.ч. сільськогосподарському, стосовно до елементів конструкцій, на які діють змінні в часі навантаження і стадія роботи яких після утворення тріщини важлива для оцінки залишкового ресурсу машини.

Одним з перспективних напрямків зниження металомісткості і вартості несучих стрижневих систем є застосування прямокутних замкнутих гнutoзварних профілів. При дослідженні елементів конструкцій, в яких розвиваються тріщини, необхідно сформулювати таку розрахункову модель, яка, з одного боку, враховувала б основні особливості реального об'єкта та фактори, що впливають на результати розрахунку, а з іншого боку, запропонована модель повинна забезпечувати виконання розрахунку існуючими на сьогоднішній день методами і засобами.

Аналіз експлуатації рамних конструкцій мобільних машин показує, що одним із основних видів їх навантаження є циклічно змінні навантаження згину, в результаті яких можуть виникати втомні поперечні тріщини наступних типів:

1. Симетрична наскрізна тріщина, що розвивається з горизонтальної стінки профілю, переходячи далі на бокові стінки елемента.
2. Кутова наскрізна тріщина, що виходить з кута профілю і розповсюджується одночасно вздовж горизонтальної і вертикальної стінок, далі розвиваючись вертикальними стінками.

У рамках лінійної механіки руйнування матеріалів дослідження напружено-деформівного стану (НДС) рамної структури з тріщиною в елементі конструкції зводиться до визначення коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН).

Аналіз методів визначення КІН для складних за геометрією конструктивних елементів наведено в [1, 2]. Відзначено, що подібні задачі з врахуванням реального навантаження та геометрії структури досить складні в математичному плані. Для розв'язку таких задач застосовують розрахунково-експериментальні [3], які застосовуються для кожного окремого випадку розрахунку, або наближені інженерні методи [1], суть яких полягає в прийнятному спрощенні задач і приведенні їх до типових розрахункових схем, для яких розв'язки вже відомі, а формули для розрахунку КІН наведено в довідниках [4, 5].

Таким методом визначено наближене значення КІН для симетричної наскрізної тріщини в тонкостінному прямокутному елементі [1]. Авторами запропонована наступна математична модель розвитку симетричної тріщини. Ріст тріщини в елементі розбито на кілька етапів (рис. 1): розповсюдження напівеліптичної тріщини в горизонтальній стінці, що поступово переходить у наскрізну, яка розвивається уздовж горизонтальної стінки (рис. 1, а) (в цьому випадку НДС в околі тріщини близький до стану, що виникає при розтягу смуги з центральною тріщиною, тому розглядається одновісний розтяг смуги, ширина якої рівна довжині горизонтальної стінки); розповсюдження тріщини у бокових стінках (рис. 1, б) (в цьому випадку НДС в околі тріщини близький до стану, що виникає при згинанні смуги з крайовою тріщиною, тому розглядається згин смуги товщиною, рівною сумарній товщині бокових стінок). Таким чином, розвиток наскрізної тріщини в замкнутому профілі розглядається як дві окремі задачі, не пов'язані між собою. Фактично КІН на початку розвитку тріщини у бокових стінках рівний нулю, і не оцінюється вплив попередньої стадії розвитку тріщини на наступну. При цьому отримано наближені значення КІН, що дозволяють прогнозувати розміри тріщини і встановити допустимі розміри дефектів для випадку симетричної тріщини у елементах рами.

У зв'язку з цим, розглянемо визначення КІН для гнutoзварних замкнутих профілів наступними методами: через номінальні напруження та через зміну моменту інерції дефектного профілю з тріщиною, що розвивається в ньому. Із застосуванням вказаних методів отримано розв'язки задачі з визначення КІН у відкритих профілях з тріщиною, які добре збігаються з результатами експериментальних випробувань [2]. Крім того, застосування відзначених методів дозволяє побудувати математичну модель розвитку дефекту у тонкостінному елементі з врахуванням впливу попередньої стадії росту тріщини на наступну.

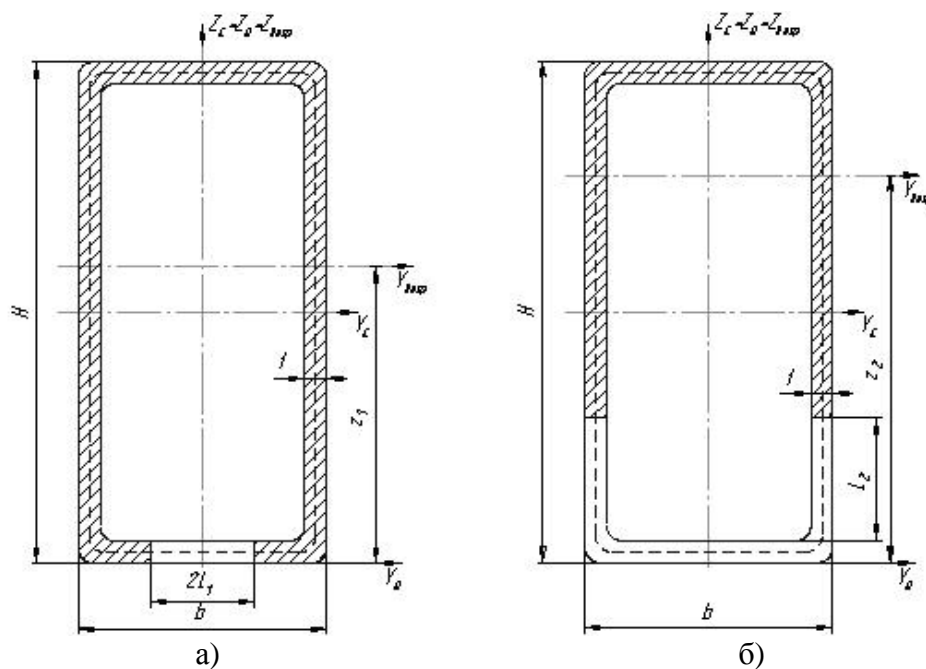


Рис. 1. Стадії росту симетричної тріщини у замкнутому коробчастому профілі:
 а – тріщина розвивається в горизонтальній стінці;
 б – тріщина розповсюджується вертикальними стінками

Метод розрахунку через номінальні напруження (коробчастий профіль)

Нехай в замкнутому коробчастому профілі в нижній полиці розвивається центральна тріщина довжиною $2L_1$.

Номінальні напруження у вершині тріщини визначатимуться зміною моменту інерції та координат центру мас нетто-перетину коробчастого профілю. Суттєвий вплив

матиме вертикальна координата Z , тоді як координата Y центру мас впливу на номінальні напруження не чинить, оскільки вона буде змінюватись вздовж осі Z .

Для першої стадії розвитку тріщини номінальні напруження визначаються залежностями:

$$\sigma_1 = \frac{M(z_1 - t/2)}{I_{Y1}}, \quad (1)$$

$$z_1 = \frac{(b-2t-2L_1)t \frac{t}{2} + (b-2t)t \left(H - \frac{t}{2}\right) + 2 \left((H-2t)t \frac{H}{2} \right)}{(b-2t-2L_1)t + (b-2t)t + 2t(H-2t)}, \quad (2)$$

$$I_{Y1} = \frac{(b-2t-2L_1)t^3}{12} + (b-2t-2L_1)t \left(z_1 - \frac{t}{2}\right)^2 + \frac{(b-2t)t^3}{12} + (b-2t)t \left(H - z_1 - \frac{t}{2}\right)^2 + 2 \left(\frac{t(H-2t)^3}{12} + t\{H-2t\} \left(z_1 - \frac{H}{2}\right)^2 \right), \quad (3)$$

де z_1 - відстань від нижнього краю профілю (вісь Y_0) до центру мас нетто-перетину (біжуча вісь $Y_{\text{деф}}$), м;

I_{Y1} - момент інерції поперечного перетину замкнутого профілю з тріщиною, м⁴.

Решта позначень вказані на рис. 1.

При визначенні КІН задача зводиться до розтягу смуги, ослабленої центральною тріщиною довжиною $2L_1$ [4, 5]:

$$K_I^{\text{pos}} = \sigma_1 (1 - \varepsilon_1) \sqrt{\pi L_1} \cdot (1 + 0.128\varepsilon_1 - 0.288\varepsilon_1^2 + 1.525\varepsilon_1^3), \quad (4)$$

де $\varepsilon_1 = \frac{2L_1 t}{2(H-2t)t + 2(b-2t)t} = \frac{L_1}{(H-2t) + (b-2t)}$ - відношення площі тріщини до площі брутто-перетину профілю.

Підставляючи у (4) залежності (1-3) та здійснюючи перетворення отримаємо:

$$K_I^{(1)} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi L_1} F_1(\varepsilon_1), \quad (5)$$

де L_1 - визначається із залежності ε_1 : $L_1 = \varepsilon_1 ((H-2t) + (b-2t))$;

$M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} = \sigma$ - нормальні напруження у бездефектному перетині профілю, МПа;

I_Y - момент інерції бездефектного замкнутого коробчастого профілю, м⁴:

$$I_Y = 2 \left(\frac{(b-2t)t^3}{12} + (b-2t)t \left(\frac{H}{2} - \frac{t}{2} \right)^2 \right) + 2 \frac{t(H-2t)^3}{12}. \quad (6)$$

За аналогічними міркуваннями для другої стадії (рис. 1, б) номінальні напруження визначаються залежностями:

$$\sigma_2 = \frac{M(z_2 - \delta_1 - L_2)}{I_{Y2}}, \quad (7)$$

$$z_2 = \frac{(b-2t)t \left(H - \frac{t}{2} \right) + 2 \left((H-2t-L_2)t \cdot \left(H - \left(\frac{H-2t-L_2}{2} + t \right) \right) \right)}{(b-2t)t + 2((H-2t-L_2)t)}, \quad (8)$$

$$I_{Y_2} = \frac{(b-2t)t^3}{12} + (b-2t)t \left(H - z_2 - \frac{t}{2} \right)^2 + 2 \left(\frac{t(H-2t-L_2)^3}{12} \right) +$$

$$+ 2 \left(t(H-2t-L_2) \right) \left(z_2 - \left(H - \left(\frac{H-2t-L_2}{2} + t \right) \right) \right)^2. \quad (9)$$

При визначенні КІН для тріщини, що розповсюджується в стінці профілю, задача зводиться до згину смуги, ослабленої крайовою тріщиною L_2 [4, 5]:

$$K_I^{32} = \sigma_2 (1 - \varepsilon_1)^2 \sqrt{\pi \left(L_2 + \frac{b-2t}{2} \right)} (1.122 - 1.40\varepsilon_2 + 7.33\varepsilon_2^2 - 13.08\varepsilon_2^3 + 14\varepsilon_2^4), \quad (10)$$

де

$$\varepsilon_2 = \frac{L_2 + \frac{b-2t}{2}}{(H-2t) + (b-2t)}. \quad (11)$$

Підставляючи у (10) вирази (7-9) та здійснюючи перетворення отримаємо:

$$K_I^{(2)} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi \left(L_2 + \frac{b-2t}{2} \right)} F_2(\varepsilon_2), \quad (12)$$

де L_2 визначається із залежності (11).

Для апроксимації поправкових функцій $F_1(\varepsilon_1)$ (перша стадія) та $F_2(\varepsilon_2)$ (друга стадія) і отримання узагальненої функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ розглянемо сортамент гнутозварних профілів згідно ГОСТ 12336-66 [6]. Як показали розрахунки, гнутозварні профілі можна розділити на три групи за співвідношенням висоти і ширини їх поперечного перетину: прямокутні профілі із співвідношенням сторін 2:1 і (1,375...1,475):1 та квадратні профілі. Поправкові функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ апроксимуються узагальненими кривими:

– прямокутні профілі із співвідношенням сторін 2:1:

$$F_{1,2}^{(\sigma)} = 1 + 4.131\varepsilon - 508.952\varepsilon^2 + 29523.311\varepsilon^3 - 864650.909\varepsilon^4 + 1.561 \cdot 10^7 \varepsilon^5 -$$

$$- 1.891 \cdot 10^8 \varepsilon^6 + 1.609 \cdot 10^9 \varepsilon^7 - 9.902 \cdot 10^9 \varepsilon^8 + 4.509 \cdot 10^{10} \varepsilon^9 - 1.540 \cdot 10^{11} \varepsilon^{10} +$$

$$+ 3.972 \cdot 10^{11} \varepsilon^{11} - 7.746 \cdot 10^{11} \varepsilon^{12} + 1.134 \cdot 10^{12} \varepsilon^{13} - 1.226 \cdot 10^{12} \varepsilon^{14} + 9.483 \cdot 10^{11} \varepsilon^{15} -$$

$$- 4.966 \cdot 10^{11} \varepsilon^{16} + 1.576 \cdot 10^{11} \varepsilon^{17} - 2.290 \cdot 10^{10} \varepsilon^{18} \quad (13)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(\sigma)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.55$ не перевищує 2% для профілів висотою 63–250 мм в усьому діапазоні їх товщин);

– прямокутні профілі із співвідношенням сторін (1,375...1,475):1:

$$F_{1,2}^{(\sigma)} = 0.671 + 17.404\varepsilon - 257.773\varepsilon^2 + 2009.491\varepsilon^3 - 7759.120\varepsilon^4 + 14052.424\varepsilon^5 -$$

$$- 7366.370\varepsilon^6 - 8583.184\varepsilon^7 + 8859.089\varepsilon^8 \quad (14)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(\sigma)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.6$ не перевищує 4% для профілів висотою 63–250 мм в усьому діапазоні їх товщин);

– квадратні профілі:

$$F_{1,2}^{(\sigma)} = 0.975 + 4.249\varepsilon - 121.681\varepsilon^2 + 1686.699\varepsilon^3 - 9730.664\varepsilon^4 + 27366.606\varepsilon^5 -$$

$$- 37796.230\varepsilon^6 + 22037.075\varepsilon^7 - 2292.681\varepsilon^8 \quad (15)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(\sigma)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.6$ не перевищує 10% для профілів висотою 63–200 мм в усьому діапазоні їх товщин).

Узагальнені поправкові функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ для гнутозварних профілів представлено на рис. 2.

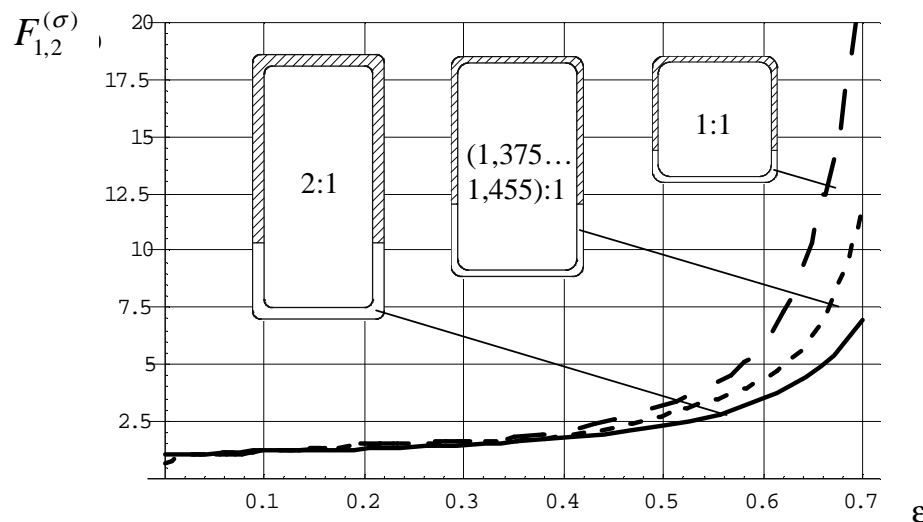


Рис. 2. Узагальнені поправкові функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ для ряду стандартних коробчастих профілів

Вираз для визначення КІН для тріщини довжиною $0 < L < \left(\frac{b}{2} + H\right)$ матиме вигляд:

$$K_I^{(\sigma)} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi \cdot L} \cdot F_{1,2}^{(\sigma)}. \quad (16)$$

Метод розрахунку через зміну моменту інерції (замкнутий коробчатий профіль)

Розглядаючи енергетичні показники при просуванні тріщини, а саме швидкість вивільнення енергії при розповсюдженні тріщини та здійснюючи перехід від енергетичних характеристик до силових – критерій Ірвіна, отримано залежність КІН для тріщин, що розвиваються в простих балочних зразках [7, 2].

$$K_I = M \sqrt{\frac{1}{t} \left(\frac{1}{I_{Y_{\text{деф}}}} - \frac{1}{I_Y} \right)}, \quad (17)$$

де M – згинний момент, Н·м;

t – товщина балки, м;

$I_{Y_{\text{деф}}}, I_Y$ – відповідно моменти інерції дефектної та бездефектної балки, м⁴.

Розглянемо визначення КІН для тріщини, що розвивається в тонкостінному замкнутому профілі. При розвитку тріщини в полиці замкнутого профілю (перша стадія) (рис. 1, а) момент інерції дефектного профілю визначається залежностями (1-3), а бездефектного профілю – за формулою (6).

Тоді КІН при розвитку тріщини в полиці замкнутого профілю визначатиметься за формулою:

$$K_I^{(1)} = M \sqrt{\frac{1}{t} \left(\frac{1}{I_{Y1}} - \frac{1}{I_Y} \right)}. \quad (18)$$

Приводячи запис КІН до стандартного виду, отримаємо залежність:

$$K_I^{(1M)} = \sigma \sqrt{\pi L_1} F_{1M} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi L_1} F_{1M}. \quad (19)$$

Аналогічно, для другої стадії момент інерції дефектного профілю визначатиметься залежностями (7-9), а КІН для тріщини:

$$K_I^{(2)} = M \sqrt{\frac{1}{t} \left(\frac{1}{I_{Y2}} - \frac{1}{I_Y} \right)}. \quad (20)$$

Приводячи запис КІН до стандартного виду, отримаємо залежність:

$$K_I^{(2M)} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi \left(L_2 + \frac{b-2t}{2} \right)} F_{2M}. \quad (21)$$

Вирази функцій F_{1M} та F_{2M} не наводяться через їх громіздкість.

Визначаючи поправкові функції F_{1M} та F_{2M} для ряду стандартних профілів, знайдемо узагальнені функції $F_{1,2}^{(M)}$ за аналогією, описаною вище. Отже:

– для прямокутних профілів із співвідношенням сторін 2:1:

$$\begin{aligned} F_{1,2}^{(M)} = & 0.877 - 8.567\varepsilon + 211.646\varepsilon^2 + 4755.803\varepsilon^3 - 310552.056\varepsilon^4 + 6.829 \cdot 10^6 \varepsilon^5 - \\ & - 8.767 \cdot 10^7 \varepsilon^6 + 7.515 \cdot 10^8 \varepsilon^7 - 4.572 \cdot 10^9 \varepsilon^8 + 2.043 \cdot 10^{10} \varepsilon^9 - 6.833 \cdot 10^{10} \varepsilon^{10} + \\ & + 1.727 \cdot 10^{11} \varepsilon^{11} - 3.305 \cdot 10^{11} \varepsilon^{12} + 4.754 \cdot 10^{11} \varepsilon^{13} - 5.055 \cdot 10^{11} \varepsilon^{14} + 3.852 \cdot 10^{11} \varepsilon^{15} - \\ & - 1.989 \cdot 10^{11} \varepsilon^{16} + 6.230 \cdot 10^{10} \varepsilon^{17} - 8.931 \cdot 10^9 \varepsilon^{18} \end{aligned} \quad (22)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(M)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.6$ не перевищує 6% для профілів висотою 63–250 мм в усьому діапазоні їх товщин);

– для прямокутних профілів із співвідношенням сторін (1,375...1,475):1:

$$\begin{aligned} F_{1,2}^{(M)} = & 0.598 + 11.516\varepsilon - 71.371\varepsilon^2 - 5574.037\varepsilon^3 + 115501.304\varepsilon^4 + 13100.877\varepsilon^5 - \\ & - 2.681 \cdot 10^7 \varepsilon^6 + 4.341 \cdot 10^8 \varepsilon^7 - 3.791 \cdot 10^9 \varepsilon^8 + 2.177 \cdot 10^{10} \varepsilon^9 - 8.819 \cdot 10^{10} \varepsilon^{10} + \\ & + 2.603 \cdot 10^{11} \varepsilon^{11} - 5.674 \cdot 10^{11} \varepsilon^{12} + 9.140 \cdot 10^{11} \varepsilon^{13} - 1.075 \cdot 10^{12} \varepsilon^{14} + 8.970 \cdot 10^{11} \varepsilon^{15} - \\ & - 5.035 \cdot 10^{11} \varepsilon^{16} + 1.705 \cdot 10^{11} \varepsilon^{17} - 2.630 \cdot 10^{10} \varepsilon^{18}; \end{aligned} \quad (23)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(M)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.6$ не перевищує 7% для профілів висотою 63–250 мм в усьому діапазоні їх товщин);

– для квадратних профілів:

$$\begin{aligned} F_{1,2}^{(M)} = & 0.206 + 20.198\varepsilon + 654.377\varepsilon^2 - 34866.314\varepsilon^3 + 387097.794\varepsilon^4 + 4.590 \cdot 10^6 \varepsilon^5 - \\ & - 1.775 \cdot 10^8 \varepsilon^6 + 2.397 \cdot 10^9 \varepsilon^7 - 1.959 \cdot 10^{10} \varepsilon^8 + 1.096 \cdot 10^{11} \varepsilon^9 - 4.417 \cdot 10^{11} \varepsilon^{10} + \\ & + 1.314 \cdot 10^{12} \varepsilon^{11} - 2.912 \cdot 10^{12} \varepsilon^{12} + 4.801 \cdot 10^{12} \varepsilon^{13} - 5.807 \cdot 10^{12} \varepsilon^{14} + 5.006 \cdot 10^{12} \varepsilon^{15} - \\ & - 2.911 \cdot 10^{12} \varepsilon^{16} + 1.023 \cdot 10^{12} \varepsilon^{17} - 1.643 \cdot 10^{11} \varepsilon^{18}. \end{aligned} \quad (24)$$

(відносна похибка $F_{1,2}^{(M)}$ при $0 < \varepsilon \leq 0.5$ не перевищує 8% для профілів висотою 70–200 мм в усьому діапазоні їх товщин; для квадратного профілю 63×63 мм похибка складає 9.7 %).

Узагальнені поправкові функції $F_{1,2}^{(M)}$ для гнutoзварних профілів, отримані через зміну моменту інерції дефектного і бездефектного перетину, представлено на рис. 3.

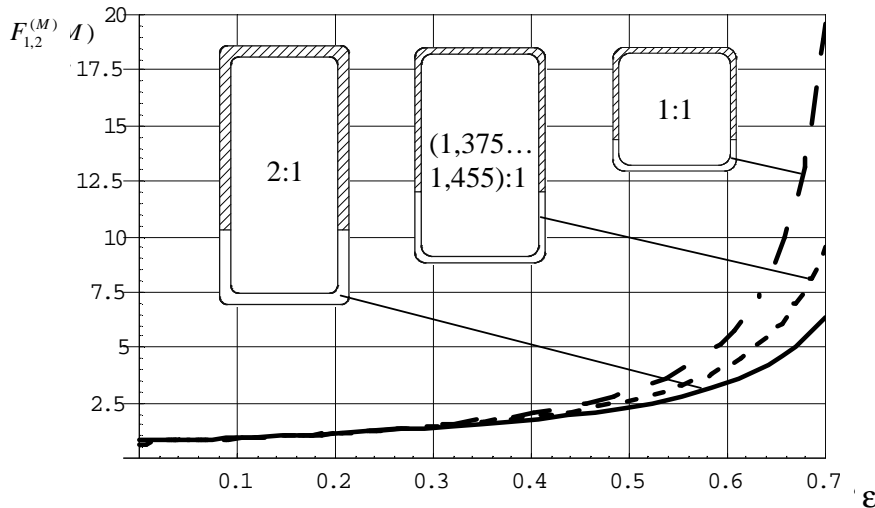


Рис. 3. Узагальнені поправкові функції $F_{1,2}^{(M)}$ для ряду стандартних коробчастих профілів

Вираз для визначення КІН для тріщини довжиною $0 < L < \left(\frac{b}{2} + H\right)$ матиме вигляд:

$$K_I^{(M)} = M \frac{H}{2} \frac{1}{I_Y} \sqrt{\pi \cdot L} \cdot F_{1,2}^{(M)}. \quad (25)$$

Для порівняння на рис. 4 приведено узагальнені поправкові функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ та $F_{1,2}^{(M)}$ для ряду стандартних коробчастих профілів (рис. 4), що отримані двома методами: через номінальні напруження та через зміну моменту інерції дефектного елемента. Аналіз показує, що для всіх трьох груп тонкостінних гнutoзварних профілів існує задовільна збіжність між поправковими функціями, визначеними запропонованими методами. Похибка в межах $0 < \varepsilon \leq 0.6$ не перевищує 2% для прямокутних профілів із співвідношенням сторін 2:1, 4% – при співвідношенні сторін (1,375...1,455):1 та 8,5% – для квадратних профілів. Відзначимо також, що у всіх випадках $F_{1,2}^{(\sigma)}$ є більшим за $F_{1,2}^{(M)}$.

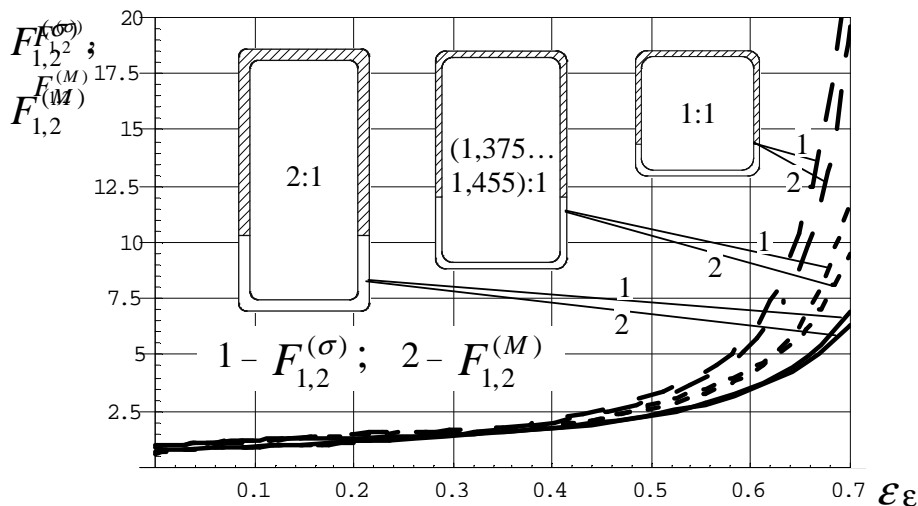


Рис. 4. Узагальнені функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ та $F_{1,2}^{(M)}$ для стандартних гнutoзварних коробчастих профілів з тріщиною

Аналіз поправкових функцій (рис. 2 – рис. 4) показує, що можна підібрати загальні поправкові функції $F_{1,2}^{(\sigma)}$ та $F_{1,2}^{(M)}$ для всього сортаменту гнutoзварних замкнутих профілів при $0 < \varepsilon \leq 0.4$:

$$F^{(\sigma)} = 0.939 + 3.734\varepsilon - 14.115\varepsilon^2 + 35.856\varepsilon^3 - 21.447\varepsilon^4, \quad (26)$$

$$F^{(M)} = 0.769 + 1.219\varepsilon - 0.047\varepsilon^2 + 18.606\varepsilon^3 - 21.929\varepsilon^4. \quad (27)$$

Поправкові функції (26) та (27) підставляються у вирази для визначення КІН (16) і (25) відповідно.

З метою експериментальної перевірки основних положень запропонованих методик визначення КІН проведемо їх порівняння з результатами напівнатурних випробувань елементів несучих вузлів рам сільськогосподарських машин [8, 9].

Випробовували на поперечний згин бруси культиватора УСМК-5,4Б квадратного перетину $140 \times 140 \times 5$ мм, які виготовлені із низьколегованих сталей 12ГС (рис. 5, а) та 09Г2С (рис. 5, б) з ініційованими наскрізними тріщинами посередині горизонтальної стінки. Дослідження проводили з частотою 8 Гц і коефіцієнтом асиметрії $R=0,1$ в першому випадку та $R=-1$ - в другому. Авторами [8, 9] отримані залежності швидкості росту тріщин від числа циклів навантаження для ряду напружень циклу.

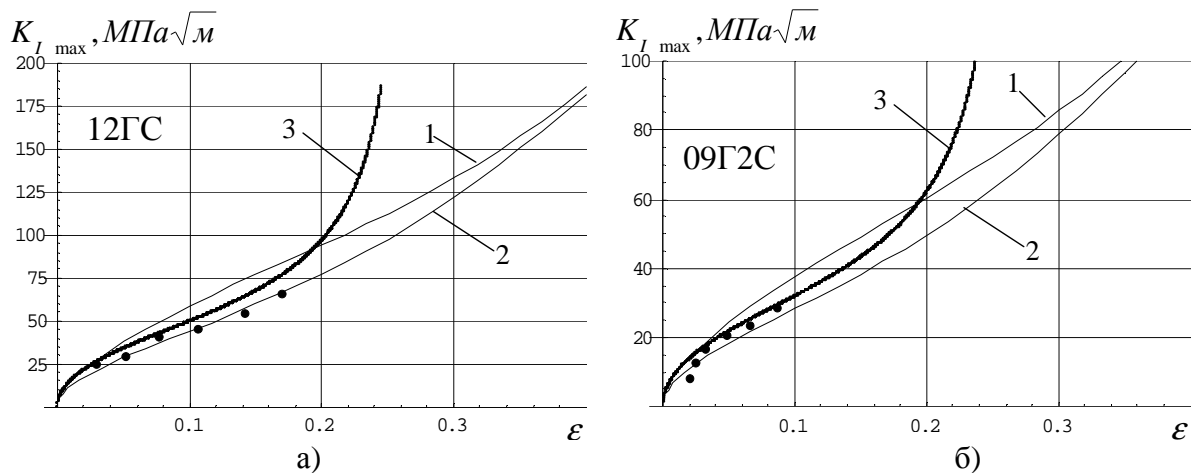


Рис. 5. Порівняння теоретичних та експериментальних значень КІН для центральних тріщин в брусах квадратного перетину $140 \times 140 \times 7$ мм (а – $\sigma=170$ МПа; б – $\sigma=109$ МПа):

- 1 – розрахунок через номінальні напруження;
- 2 – розрахунок через зміну моменту інерції;
- 3 – розрахунок за [1];
- – експериментальні дані [8, 9]

Здійснюючи обробку результатів на основі припущення про інваріантність характеристик матеріалу зразків та елементів конструкції, за кінетичними діаграмами втомного руйнування сталей 12ГС та 09Г2С, що побудовані в координатах $(V=dl/dN; \Delta K)$ визначали КІН для певної довжини тріщини за методикою [10]. Отримані результати КІН K_{max} (рис. 5, а, б), що визначались із залежностей $\Delta K = K_{max} - K_{min}$ при додатніх асиметриях циклу ($R = K_{min}/K_{max} \geq 0$) і $\Delta K = K_{max}$ при від'ємних асиметриях циклу ($R = K_{min}/K_{max} < 0$) [11] порівняні з аналітичними залежностями КІН, визначеними через номінальні напруження і через зміну моменту інерції дефектного профілю при розвитку в ньому тріщини, а також при розрахунку за [1]. Спостерігаємо добру збіжність результатів, отриманих аналітично, з експериментальними даними. Порівнюючи отримані теоретичні дані з даними [1], відзначимо, що при $\varepsilon > 0.2$, КІН в [1] швидко зростає, оскільки математична модель описує центральну тріщину в горизонтальній пластині для випадку $0 < \varepsilon < 1$. Відзначимо, що для співставлення аналітичних результатів, проведено трансформацію ε в [1] через порівняння довжин тріщин у кожному з випадків.

Висновки. Наближеними інженерними методами – через номінальні напруження та зміну моменту інерції в дефектному перетині, – визначено поправкові функції для центральної тріщини при згинанні гнutoзварних тонкостінних замкнутих профілів.

Проведено порівняння отриманих результатів з відомими теоретичними та експериментальними даними, відзначено їх добру збіжність. Отримані результати є основою для подальшої побудови математичних моделей з визначення КІН у кутових тріщинах гнutoзварних коробчастих профілів.

Література

1. Андрейкив А.Е., Дарчук А.И. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. – К.: Наук. думка, 1992. – 184 с.
2. Підгурський М., Сташків М. Методи визначення КІН для дефектних елементів відкритого профілю // Вісник ТДТУ, 2006. – Т. 11. - № 2. – С. 92 –108.
3. Дмитриченко С.С., Архипов Н.Н. Программный комплекс для оценки циклической трещиностойкости // Вестник машиностроения, 1991. – № 7. – С. 12 – 16.
4. Механика разрушения и прочность материалов / Под ред. Панасюка В.В. – Т.2: Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами. – К.: Наук. думка, 1988. – 620 с.
5. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений / Под ред. Мураками Ю. – М.: Мир, 1990. – Т. 1, 2. – 1016 с.
6. Васильченко В.Т., Рутман А.Н., Лукьяненко Е.П. Справочник конструктора металлических конструкций. – К.: Будівельник, 1980. – 288 с.
7. Kienzler R., Hermann G. An Elementary Theory of Defective Beams // Acta Mecanica, 1986. – V 62. – p. 37-46.
8. Кинетика усталостного разрушения несущего бруса культиватора УСМК-5.4Б / В.А. Трофимов, А.И. Семин, А.Н. Чирков и др. // Тракторы и с/х машины, 1987. - №8. – С. 30–31.
9. Характеристики выносливости и живучести несущего бруса культиватора УСМК-5.4Б / В.А. Трофимов, А.Н. Чирков, А.И. Семин и др. // Тракторы и с/х машины, 1979. - №4. – С. 28 – 29.
10. Прокопенко А.В. Экспериментальное определение коэффициентов интенсивности напряжений для трещин с криволинейным фронтом в сложных деталях (лопатках ГТД) // Проблемы прочности, 1981. - № 4. – С. 105 – 111.
11. Андрейків О. Дарчук О. До оцінки довговічності мобільних сільськогосподарських машин на основі механіки втомного руйнування // Вісник ТДТУ, 1998. – Т. 3. - №4. – С. 101 – 106.