

УДК 539.375:620.178:624.07

## МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ДИНАМІЧНИХ КОЕФІЦІЄНТІВ ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ ПРИ УДАРНОМУ ЗГІНІ БАЛКОВОГО ЗРАЗКА З НЕСИМЕТРИЧНО РОЗМІЩЕНОЮ ТРІЩИНОЮ

В.М.Бойко, Я.Л.Іваницький

Фізико-механічний інститут АН України, м. Львів, Україна, e-mail: bvm@ipm.lviv.ua

Рассматриваются два случая ударного изгиба балочного образца с несимметрично расположенной трещиной. В первом случае трещина находится не в серединном сечении образца (внецентренный изгиб). Во втором случае – под углом к поверхности образца (трещина выходит из точки, которая находится на пересечении срединного сечения и поверхности образца). С помощью предложенного метода представлено простые аналитические выражения для динамических коэффициентов напряжений (ДКИН). Для этого упругая задача была приведена к задаче на собственные значения. В формулы для ДКИН входят параметры, которые являются безразмерными собственными векторами задачи, частот собственных колебаний образца с трещиной, параметры аппроксимации записи диаграммы нагружения "сила-время" кусочно-ломаной кривой, значение статического КИН при действии единичной силы.

Two cases of shock bend of beam sample with asymmetrically placed crack have been considered. In the first case the crack was not in the middle cut of the sample (eccentric bend). In the second case it was at angle of the surface of the sample (the crack started from the point which was on the crossing of middle cut and surface of the sample). Simple analytical expressions for dynamic stress intensity factors (DSIF) were provided. For this purpose a resilient task was brought to the eigen-values task. Into DSIF formula there were included parameters, which were dimensionless eigen-vectors of the eigen-values task, frequencies of eigen-vibrations of the sample with a crack, approximation parameters of record of load diagram „force-time” produced by means of piece-wise curve, SIF value for each mode of eigen-vibrations of the sample and under the influence of single force.

### Вступ

Для оцінки величини динамічної в'язкості руйнування найбільш перспективними є ударні випробування балкових зразків з вихідною втомною тріщиною. Спочатку динамічні коефіцієнти інтенсивності напружень (ДКИН) обчислювали в припущенні, що ініціювання росту тріщини проходить при максимальному ударному навантаженні і, отже, можуть бути застосовані формули для визначення статичних коефіцієнтів інтенсивності напружень (квазістатичний підхід). Але пізніше виявилось, що таке припущення може призвести до некоректних результатів і для точної оцінки коефіцієнта динамічної в'язкості руйнування повинен бути проведений повний динамічний аналіз з врахуванням ефектів інерції. Однак точне рішення для визначення динамічних коефіцієнтів інтенсивності напружень в тілах з тріщинами, на які діє імпульсне навантаження, мають зараз тільки деякі задачі для безмежних тіл. Для наближеного рішення таких задач з успіхом застосовують сучасні числові методи, зокрема методи як скінченних різниць, так і скінченних елементів та метод граничних елементів.

На початковому етапі навантаження взаємодія зразка з опорами не впливає на величину ДКИН. У випадку крихких матеріалів при високих швидкостях навантаження ріст тріщини починається ще до того, як почнеться взаємодія зразка з опорами. Тому в даному випадку наявність опор не впливає на докритичне навантаження зразка. Такі умови досліджень дістали назву одноточкового або безопорного згину. Випадок симетричного одноточкового згину

балкового зразка було розглянуто в роботах [1-4]. В цих роботах одержано прості формули для обчислення ДКИН з використанням методів модального аналізу та скінченних елементів. Дещо інші підходи при дослідженні цього питання запропоновано авторами робіт [5-8]. Але всі ці дослідження стосувались випадку, коли тріщина в балковому зразку знаходиться симетрично посередині зразка. Але на практиці при виготовленні зразків часто тріщина знаходиться або не посередині зразка, або під кутом до поверхні. Тому в роботі запропоновано методику визначення ДКИН для таких зразків. Схема навантаження для одного з таких випадків зображена на рис. 1. Відзначимо що для статичного випадку ця задача вивчалась у роботі [9].

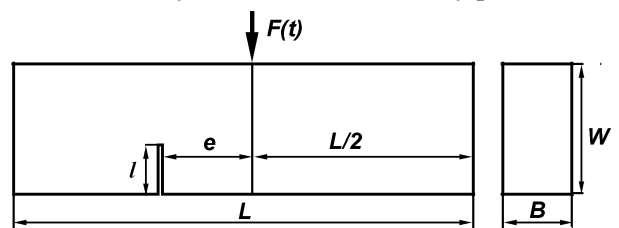


Рисунок 1 — Схема навантаження зразка

### Метод розв'язування задач

ДКИН будемо знаходити за допомогою напівааналітичного методу скінченних елементів [10]. Для цього розіб'ємо поверхню зразка на скінченні елементи (рис. 2).

Скінченноелементне рівняння руху пружного тіла при дії зосередженої сили має такий вигляд [10]:

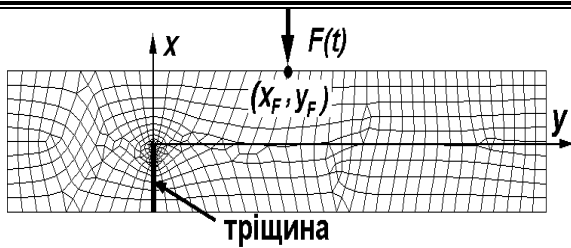


Рисунок 2 — Розбиття зразка на скінченні елементи

$$[M][\ddot{\bar{u}}] + [K][\bar{u}] = \{0, \dots, 0, F(t), 0, \dots, 0\}^T, \quad (1)$$

де  $[K]$  і  $[M]$  – матриці жорсткості і мас [3];  $[\bar{u}]$  – вектор переміщень ( $\bar{u} = \{u_x, u_y\}$ ) індекс “Т” означає транспонування.

Розв’язок рівняння (1) можна представити у вигляді [11]

$$\bar{u}(x, y) = \sum_{i=1}^n \left[ \frac{\bar{u}_{0i}(x, y) \langle \bar{n} \bar{u}_{0i}(x_F, y_F) \rangle}{\omega_i} \times \int_0^\tau F(t) \sin \omega_i(t - \tau) d\tau \right], \quad (2)$$

де:  $\omega_i$  нетривіальні частоти власних коливань зразка з тріщиною;  $\bar{u}_{0i}(x, y)$  та  $\bar{u}_{0i}(x_F, y_F)$  – відповідні їм компоненти вектора переміщень, розглядуваної точки і точки прикладання сили відповідно;  $\langle \rangle$  – скалярний добуток. Вони знаходяться із задачі на власні значення [10]

$$[K]\bar{u} = \omega^2[M]\bar{u} \quad (3)$$

$$u_i^T [M] u_j = \delta_{ij} \quad (\delta_{ij} - \text{символ Кронекера})$$

Враховуючи, що ДКІН пропорціональний переміщенням на поверхні тріщини, то за аналогії з (2) можна записати

$$K_j(t) = \sum_{i=1}^n \frac{K_{ji} \langle \bar{n} \bar{u}_{0i}(x_F, y_F) \rangle}{\omega_i} \int_0^\tau F(t) \sin \omega_i(t - \tau) d\tau, \quad (4)$$

$$j = I, II$$

де  $K_{ji}$  – коефіцієнт інтенсивності напружень при  $i$ -й нормованій моді вільних коливань.

Значення сили  $F(t)$  знаходимо за допомогою експериментальних досліджень. Діаграму навантаження "сила-час" визначасмо за допомогою спеціальної апаратури [12]. Запис діаграми навантаження "сила-час" апроксимуємо кусково-ламаною лінією  $P(t)$  (рис. 3).

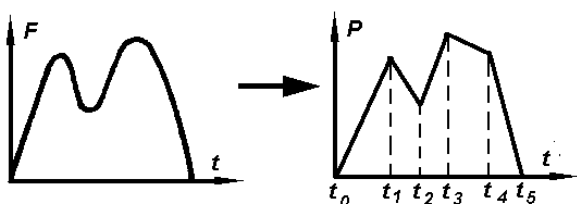


Рисунок 3 — Схема апроксимації діаграми навантаження

Запис ламаної кривої  $P(t)$  представимо у вигляді

$$F(t) \approx P(t) = \sum_{i=1}^N (k_i - k_{i-1})(t - t_{i-1})H(t - t_{i-1}), \quad (5)$$

де:  $t_i$  – моменти часу, що відповідають точкам злому лінії  $P(t)$  ( $t_0 = 0$ ),  $N$  – число цих точок,  $k_i$  – кутові коефіцієнти,  $H(t)$  – функція Гевісайда.

Тоді після нескладних перетворень співвідношення (4) набуває вигляду

$$K_j(t) = K_{jS}^{(1)} P(t) - K_{jS}^{(1)} \sum_{i=1}^N \left[ (k_i - k_{i-1}) H(t - t_{i-1}) \times \sum_{m=1}^{n_j} \left( \eta_{jm} / \omega_m \right) \sin \omega_m(t - t_{i-1}) \right], \quad j = I, II \quad (6)$$

де  $K_{jS}^{(1)}$  – статичний коефіцієнт інтенсивності напружень під час згину зразка одиничною силою, що прикладена до зразка за силовою схемою, яка представлена на рис. 1;

$$\eta_{jm} = u_{0x} K_{jm} / (\omega_m^2 K_{jS}^{(1)})$$

Подібно до [1-4] можна показати, що  $\sum_{m=1}^{n_j} \eta_{jm} \rightarrow 1$ . Зазначимо, що це співвідношення дає можливість визначати консервативну оцінку похибки обрізання рядів в рівнянні (6).

При обчисленні статичного КІН в зразку, який навантажується за схемою односточкового статичного згину, об’ємне навантаження замінювалось рівномірно розподіленим по верхній і нижній поверхнях зразка (рис. 4)

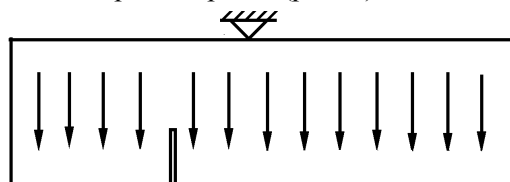


Рисунок 4 — Схема статичного навантаження зразка

Зразок розбивався на чотирикутні восьми-вузлові та трикутні шестивузлові скінченні елементи. Для знаходження коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН) потрібно відповідним чином моделювати сингулярність напружень біля вершини тріщини. Це досягається шляхом оточення вершини тріщини шестивузловими трикутними елементами зі зсунутими на четверть серединними вузлами (рис. 5). При такому моделюванні зразка скінченними елементами КІН визначаються за формулами

$$K_I = \frac{2G}{k+1} \sqrt{\frac{\pi}{2l}} \times [4u_y(B_2) - u_y(C_2) - 4u_y(B_1) + u_y(C_2)], \quad (7)$$

$$K_{II} = \frac{2G}{k+1} \sqrt{\frac{\pi}{2l}} \times [4u_x(B_2) - u_x(C_2) - 4u_x(B_1) + u_x(C_2)],$$

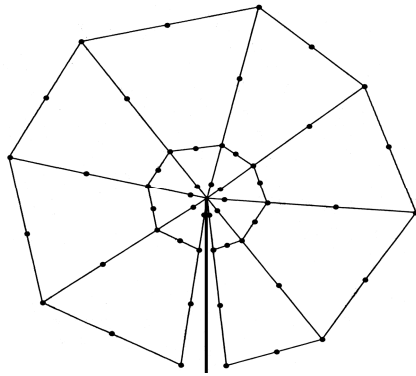


Рисунок 5 — Вигляд сітки скінченних елементів біля вершини тріщини

Де:  $G$  – модуль зсуву;  $k = (3 - \nu)(1 + \nu)$  для плоского напруженого стану та  $k = 3 - 4\nu$  для плоскої деформації;  $u_x$  та  $u_y$  компоненти вектора переміщень біля вершини тріщини (рис. 6).

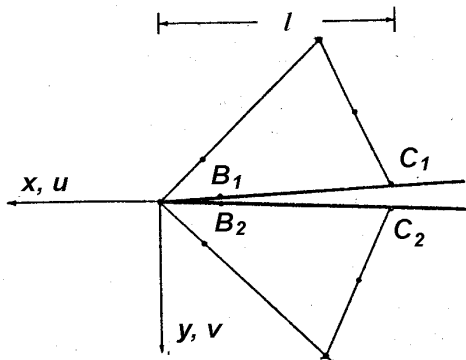


Рисунок 6 — Схема розміщення вузлів для елементів, які оточують вершину тріщини

Якість моделювання поверхні зразка оцінювалась шляхом обчислення методом скінченних елементів (МСЕ) тестової задачі [9].

На рис. 7а, б  $\gamma = L/W$ ,  $\lambda = l/W$ ,  $\varepsilon = e/W$ ,  $K_I^*$  та  $K_{II}^*$  нормовані значення КІН. Як видно з рис. 7а, б, між одержаними і результатами роботи [9] є добра кореляція. Одержані за допомогою МСЕ результати для КІН в діапазоні зміни параметрів  $4,5 \leq \gamma \leq 6,5$ ;  $0,3 \leq \lambda \leq 0,7$ ;  $0,7 \leq \varepsilon \leq 1,2$  з відносною похибкою 2% описуються формулами

$$K_{IS}^{(I)} = L\sqrt{l} \left\{ 0,8125 + 1,309\lambda - 1,349\lambda^2 + 0,09\lambda^3 + \left( 0,215\sqrt{\lambda} + 4,155\lambda - 2,12\lambda^3 + 2,03\lambda^4 \right) \times \left( 4,03\sqrt{\gamma} - 2,851\gamma + 0,216\gamma^2 \right) \times \left( 0,812\sqrt{\varepsilon} - 2,779\varepsilon + 1,58\varepsilon^2 \right) \right\} \times (BW^2)^{-1}; \quad (8)$$

$$K_{IIS}^{(I)} = \frac{\lambda\sqrt{\gamma}}{B\sqrt{W}} \left[ 0,345 + 11,64\lambda + 33,4\lambda^2 - 12,5\lambda^3 + \left( 0,339 - 7,51\lambda - 4,45\lambda^2 + 2,12\lambda^3 \right) \times \left( 3,277\sqrt{\gamma} + 0,128\gamma^2 \right) (1,145 - 2,68\varepsilon) \right].$$

Безрозмірні коефіцієнти  $\eta_i$  та власні частоти  $\omega_i$  не залежать від розмірів зразка. Однак вони залежать від відношення довжини зразка до його ширини, відносної глибини тріщини та коефіцієнта Пуассона  $\nu$  [1-4].

Для найбільш цікавої для експерименту області геометричних параметрів зразка  $0,3 \leq \lambda \leq 0,7$ ,  $0,7 \leq \varepsilon \leq 1,2$  та  $4,5 \leq \gamma \leq 6,5$  при  $\nu=0,3$  методом блоків Ланцоша [13] було знайдено кругові частоти власних коливань і відповідні їм власні вектори. У даній області значення  $K_{II}(t)$ , як правило, на півпорядку є меншим ніж  $K_I(t)$ . Про це свідчать розрахунки, які проведені за допомогою МСЕ, для різних зразків і при різних діаграмах навантаження “сила – час” (а при статичному навантаженні це підтверджують результати роботи [9]). Тому далі ми будемо розглядати параметри, за допомогою яких обчислюється  $K_I(t)$ . Проаналізувавши співвідношення  $\sum_{i=1}^{n_j} \eta_{ji} \rightarrow 1 (j = I, II)$ , можна прийти до висновку, що в цьому інтервалі геометричних параметрів для визначення  $K_I(t)$  достатньо обмежитися чотирма модами вільних коливань. Відповідно обробивши числові результати за допомогою методу найменших квадратів, для  $\omega_i^*$  ( $\omega_i^* = \omega_i W / \sqrt{E/\rho}$ , де  $E$  – модуль Юнга;  $\rho$  – густина матеріалу) та  $\eta_i$  (перший індекс тут і далі буде пропускати), знайдено такі поліноміальні наближення:

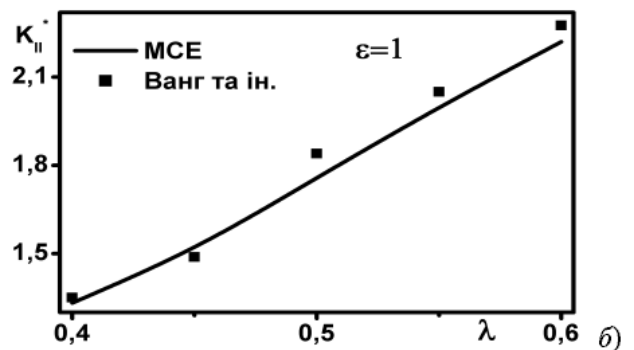
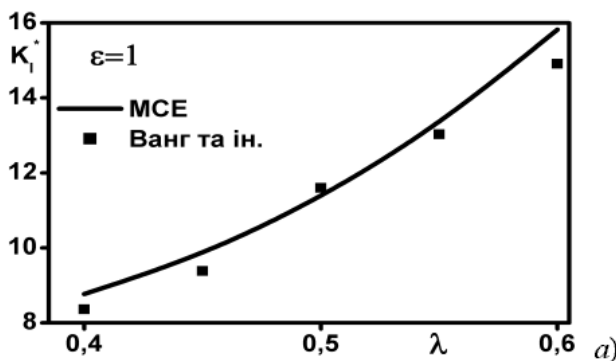


Рисунок 7 — Порівняння результатів тестової задачі [9] з одержаними за формулами (7)

$$\begin{aligned}
 \omega_1^* &= 1,7156 - 0,3946\gamma + 0,0254\gamma^2 - \\
 &- (0,1896\sqrt{\lambda} - 0,2964\lambda + 0,341\lambda^2 - 0,138\lambda^3) \times \\
 &\times (61,096\gamma - 16,278\gamma^2 + 1,1452\gamma^3) \times \\
 &\times (0,2814\sqrt{\varepsilon} - 0,2153\varepsilon + 0,0276\varepsilon^2); \\
 \omega_2^* &= 1,9936 - 0,4083\gamma + 0,0246\gamma^2 + \\
 &+ (0,154\sqrt{\lambda} - 0,5021\lambda + 0,1874\lambda^2) \times \\
 &\times \varepsilon (61,92\sqrt{\gamma} - 21,24\gamma - 1,5709\gamma^2 + 0,208\gamma^3) \times \\
 &\times (0,133 - 0,0437\varepsilon); \\
 \omega_3^* &= 1,9411 - 0,3977\gamma + 0,025\gamma^2 + \\
 &+ \gamma\varepsilon (0,1276 - 0,294\lambda + 0,18\lambda^2) \times \\
 &\times (0,463 + 0,0192\gamma)(3,2537 - 1,4\varepsilon); \\
 \omega_4^* &= 2,1825 - 0,2057\gamma - 0,0051\gamma^2 - \\
 &- \lambda\varepsilon\gamma (0,5287 - 0,995\lambda + 0,81\lambda^2) \times \\
 &\times (1,5175 - 0,2276\gamma)(1,1611 - 0,414\varepsilon); \\
 \eta_1 &= 1,32 - 2,395\lambda + 5,73\lambda^2 - 4,25\lambda^3 + \\
 &+ (0,855\sqrt{\lambda} - 4,12\lambda + 6,782\lambda^2 - 3,73\lambda^3) \times \\
 &\times (4,5322\sqrt{\gamma} - 2,4809\gamma + 0,1154\gamma^2) \times \\
 &\times (3,5164\sqrt{\varepsilon} - 3,958\varepsilon - 1,7028\varepsilon^2); \\
 \eta_2 &= -0,7045 + 2,662\sqrt{\lambda} - 2,6625\lambda + 0,6565\lambda^2 - \\
 &- (0,0136\sqrt{\lambda} - 0,881\lambda + 8,929\lambda^2 - 17,47\lambda^3 + 9,76\lambda^4) \times \\
 &\times (6,072\sqrt{\gamma} - 3,404\gamma + 0,164\gamma^2) \times \\
 &\times (3,276\sqrt{\varepsilon} - 6,12\varepsilon + 4,57\varepsilon^2); \\
 \eta_3 &= 0,049 - 0,1432\lambda + 0,118\lambda^2 - \\
 &- \lambda(1,8728\sqrt{\gamma} - 1,1578\gamma + 0,0615\gamma^2) \times \\
 &\times (1,8592 - 2,086\lambda) \times \\
 &\times (1,5577\sqrt{\varepsilon} - 1,9749\varepsilon + 0,1472\varepsilon^2); \\
 \eta_4 &= 0,4915 - 1,091\sqrt{\lambda} + 0,6548\lambda - 0,69\lambda^2 - \\
 &- (4,187\sqrt{\lambda} - 8,714\lambda + 8,209\lambda^2 - 5,21\lambda^3 + 1,54\lambda^4) \times \\
 &\times (3,924\sqrt{\gamma} - 2,202\gamma + 0,107\gamma^2) \times \\
 &\times (1,942\sqrt{\varepsilon} - 4,19\varepsilon + 4,22\varepsilon^2).
 \end{aligned}
 \tag{9}$$

За одержаними формулами знайдено ДКІН для балкового сталюго зразка довжиною 110 мм, який навантажується за силовою схемою, показаною на рис. 1. Прийнято такі пружні характеристики:  $E=200$  GPa,  $\rho = 7870$  Mg/m<sup>3</sup>,  $\nu = 0.3$ . Діаграма навантаження "сила - час", яка знайдена за допомогою обладнання, запропонованого в роботі [12], зображена на рис. 8. На рис. 9 представлено графічну залежність ДКІН від часу. Для перевірки достовірності результатів, одержаних за допомогою формул (6-10), залежність ДКІН від часу також обчис-

лено методом скінченних елементів. Як видно з рис. 9 результати, що одержані різними методами дуже добре корелюють між собою. Для порівняння на рис. 9 також представлена графічна залежність ДКІН від часу для зразка з симетрично розміщеною тріщиною.

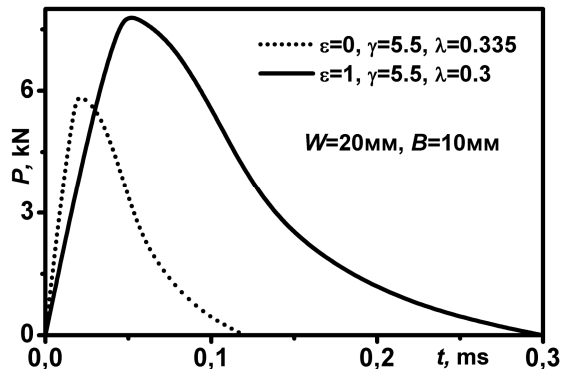


Рисунок 8 — Діаграма навантаження "сила-час" для балкового зразка

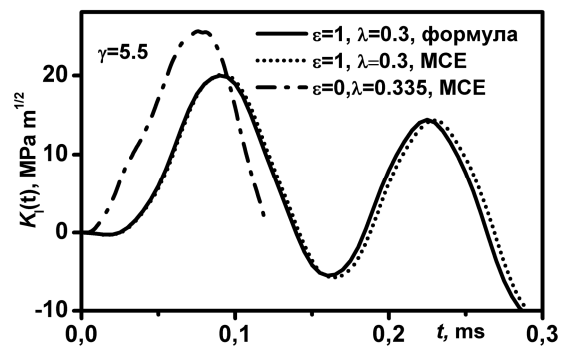


Рисунок 9 — ДКІН для балкового зразка, обчислений за формулою (6) та чисельно

Також було розглянуто зразок з косою тріщиною. Силовa схема навантаження такого зразка зображена на рис. 10. Якщо запис діаграми навантаження "сила - час" представити у вигляді ламаної лінії (5), то ДКІН для такого зразка буде також визначатися за формулою (6). Але для цього потрібно знайти вирази для  $K_{IS}^{(1)}$ ,  $\eta_i$  та  $\omega_i$ , що відповідають силовій схемі навантаження, яка показана на рис. 10. Аналогічно, як і в першому випадку, для  $K_{IS}^{(1)}$  запишемо такий вираз:

$$\begin{aligned}
 K_{IS}^{(1)} &= L\sqrt{l} \left\{ 0.5758 + 14.161\lambda - 33.92\lambda^2 + \right. \\
 &+ 31.714\lambda^3 - (3.5718 - 3.079\lambda)\lambda/\gamma - \left[ 0.4302 - \right. \\
 &- 3.809\lambda + 9.51\lambda^2 - 8.27\lambda^3 - \frac{\lambda(0.683 - 2.153\lambda)}{\gamma} \left. \right] \times \\
 &\times (2.438\sqrt{\alpha} - 10.22\alpha) \Big\} / (BW^2).
 \end{aligned}
 \tag{11}$$

Після обробки числових результатів для  $\eta_i$  та  $\omega_i^*$ , які одержано за допомогою методу скінченних елементів, в діапазоні параметрів  $4 \leq \gamma \leq 6$ ,

$0.3 \leq \lambda \leq 0.7$ ,  $0 \leq \alpha \leq 30^\circ$  ( $\gamma = L/W$ ,  $\lambda = l/W$ ) з похибкою 1% описується формулами

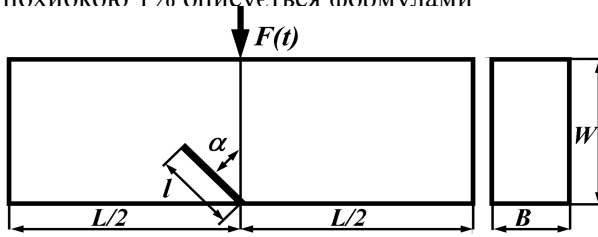


Рисунок 10 — Схема навантаження балкового зразка з косою тріщиною

$$\begin{aligned} \omega_1 &= -0.26 + 0.5048\lambda - 0.2405\lambda^2 + \\ &+ (2.655 - 3.6153\lambda + 0.8518\lambda^2)/\gamma + 0.0623\alpha\lambda; \\ \omega_2 &= 0.0421 + 0.1107\lambda - 0.3291\lambda^2 + \\ &+ (3.4431 - 2.4512\lambda + 1.4513\lambda^2)/\gamma; \\ \omega_3 &= -0.2716 - 0.337\lambda + 0.642\lambda^2 + \\ &+ (4.0624 + 2.281\lambda - 4.31\lambda^2)/\gamma + \\ &+ \alpha(0.175\lambda - 0.0122\gamma); \\ \omega_4 &= -0.3898 + 0.0756\lambda - 0.0593\lambda^2 + \\ &+ (6.5669 - 1.3536\lambda + 1.0996\lambda^2)/\gamma + 0.0089\alpha\lambda. \end{aligned} \quad (12)$$

$$\begin{aligned} \eta_1 &= 0.7028 + 1.5368\lambda - 1.5326\lambda^2 - \\ &- (0.1685 - 0.2236\lambda)\lambda\gamma - \alpha[0.0526 - 0.1977\lambda - \\ &- 0.7551\lambda^2 + (0.0063 + 0.1081\lambda)\lambda\gamma]; \\ \eta_2 &= 0.2827 - 1.2172\lambda + 1.0406\lambda^2 - \\ &- (0.0443 - 0.2424\lambda + 0.2303\lambda^2)\gamma - \\ &- \alpha[0.5024 - 1.9852\lambda + 2.177\lambda^2 - \\ &- (0.1025 - 0.409\lambda + 0.415\lambda^2)\gamma]; \\ \eta_3 &= \alpha[-9.997 + 41.87\sqrt{\lambda} - 47.97\lambda + 17.44\lambda^2 + \\ &+ (2.199 - 9.191\sqrt{\lambda} + 10.5\lambda - 3.83\lambda^2)\gamma]; \\ \eta_4 &= 0.2281 - 0.645\lambda + 0.4622\lambda^2 - \\ &- (0.0032 - 0.0018\lambda)\lambda\gamma + \alpha[0.0495 - 0.2712\lambda + \\ &+ 0.2555\lambda^2 - (0.007 - 0.0635\lambda + 0.0745\lambda^2)\gamma]. \end{aligned} \quad (13)$$

У формулах (11-13)  $\alpha$  повинно братись в радіанах. В цих формулах відносна точність апроксимації  $\omega_i$  та  $\eta_1$  не перевищує 2%. Для  $\eta_2, \eta_3, \eta_4$  абсолютна точність апроксимації не перевищує 0.004.

Слід відзначити, що таким же способом можна знайти і  $K_{II}(t)$ . Але, як і в попередньому випадку, для досліджуваних тут геометричних параметрів величина  $K_I(t)$  є приблизно на пів порядку більшою, ніж  $K_{II}(t)$ . Тому тут такі дослідження не проводяться.

Для верифікації формул (11-13) діаграма навантаження "сила-час", яка представлена на рис. 11, і розміри зразка були взяті з роботи [1].

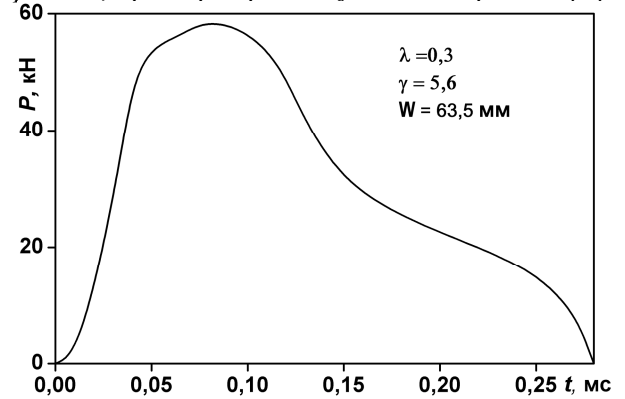


Рисунок 11 — Діаграма навантаження "сила – час"

На рис. 12 криві 1, 3, 5 відображають залежність ДКІН від часу при різних значеннях кута  $\alpha$  (відповідно для  $0^\circ, 15^\circ, 30^\circ$ ), яка побудована за допомогою співвідношень (11-13). Для перевірки вірогідності формул (11-13) для цих же силових схем методом скінченного елемента було побудовано ті ж залежності. На рис. 12 це криві 2, 4, 6. Як видно із рисунка між цими результатами спостерігається досить добра кореляція.

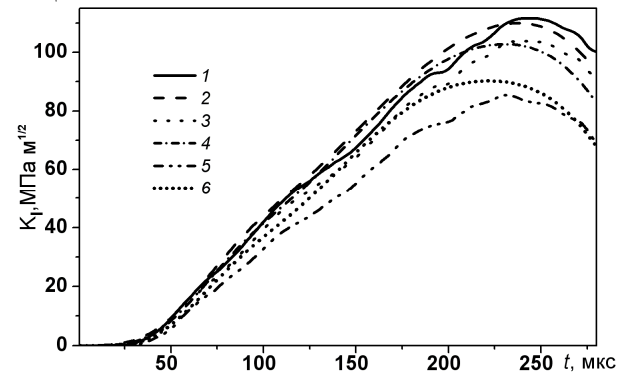


Рисунок 12 — Порівняння результатів обчислення ДКІН для різних значень  $\alpha$

Як видно із представлених результатів, запропонований метод визначення динамічних коефіцієнтів інтенсивності напружень дає змогу досить точно проводити К – тарування балкових зразків при випробуванні на ударний згин. При цьому використовуються експериментальні дані, які можна знайти на обладнанні, яке вже апробовано на практиці.

### Висновки

Запропоновано змішану числово-експериментальну схему визначення ДКІН при безопорному ударному випробуванні балкових зразків. В результаті досліджень отримано прості формули, які містять в собі параметри, що знаходяться на основі числового аналізу та експериментальних досліджень. Запропоновані формули дають змогу значно спростити обчислення ДКІН порівняно з іншими методами. В на-

ступних дослідженнях запропонований підхід буде використаний при дослідженні триточкового ударного згину балкового зразка (врахування реакцій опор).

#### Література

1. Андрейкив А.Е., Рокач И.В. Упрощенный метод определения зависимости от времени коэффициента интенсивности напряжений при испытании балочных образцов на безопорный ударный изгиб // Физико-химическая механика материалов. – 1989. – № 5. – С.42-51.
2. Андрейкив А.Е., Ковчик С.Е., Ходань И.В., Бойко В. Н. К вопросу о методах определения динамической трещиностойкости конструкционных материалов // Проблемы машиностроения и автоматизации. – 1997. – №5-6. – С.22-35.
3. Rokach I. V. Modal approach for processing one- and three-point bend test data for DSIF-time diagram determination. Part I – Theory // Fatigue and Fract. Eng. Mat. and Struct. – 1998. – 21. – P.1007-1014.
4. Rokach I. V. Modal approach for processing one- and three-point bend test data for DSIF-time diagram determination. Part II – Calculations and results // Fatigue and Fract. Eng. Mat. and Struct. – 1998. – 21. – P.1015-1026
5. Orynyak I.V., Krasowsky A.Ja. The modeling of elastic response of a three-point bend specimen under impact // Eng. Fract.Mech. – 1998. – 60. – P. 563-575.
6. Landrein P., Lorriot T., Guillaumat L. Influence of some test parameters on specimen loading determination methods in instrumented Charpy impact tests// Eng. Fract.Mech. – 2001. – 68. – P. 1631-1645.
7. Marur P. R. Charpy specimen a simply supported beam or a constrained free-free beam // Eng. Fract.Mech. – 1998. – 61. – P. 369-386.
8. Marur P. R. Dynamic analysis of one-point bend impact test// Eng. Fract.Mech. – 2000. – 67. – P. 41-53.
9. Jen Wang Ke, Lin Hsu Chi, Hua Kao (1977). In: *Adv. Res. Strength and Fract. Mater. 4<sup>th</sup> Int. Conf Fract.* . McGraw-Hill, New York
10. Зенкевич О. Метод конечных элементов в технике. – М: Мир, 1975. – 541 с.
11. Тимошенко С. П., Янг Д. Х., Уивер У. Колебания в инженерном деле. – М.: Машиностроение, 1985. – 472 с.
12. Ковчик С.С., Ходань И.В., Замора Т.С., Лук'янець Г.В., Зайдель Б.М. Інформаційно-вимірювальна система для динамічних досліджень конструкційних матеріалів // Фіз.-хім. механіка матеріалів. – 1994. – №3. – С.133-166.
13. Grimes R. G., Lewis J. G. Simon H. D. A shield block Lanczos algorithm for solving sparse symmetric generalized eigenproblems // SIAM J. Matrix Analysis Appl. – 1994. – 15(1). – P.228-272.

УДК 622. 242. 6 + 658. 511

## АНАЛІЗ УМОВ ВИГОТОВЛЕННЯ ШТОКІВ БУРОВИХ НАСОСІВ ТА ЇХ ЕКСПЛУАТАЦІЙНІ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Ю.Д.Петрина, А.В.Швадчак, Р.С.Яким

ІФНТУНГ, 76019, м. Івано-Франківськ, вул. Карпатська, 15, тел. (03422) 43024,  
e-mail: public@iftung.if.ua

На основе эксплуатационных испытаний штоков буровых насосов было установлено, что штоки насоса У8-6МА, изготовленные по типовым техническим условиям, выходят из строя не только вследствие гидроабразивного изнашивания, но и при воздействии коррозионного растрескивания рабочих поверхностей, которое интенсифицируется кавитацией в области перехода шток-поршень. Сравнение данных испытаний показали, что упрочнение хромированием при лучших показателях наработки, не гарантирует стабильность среднестатистической наработки штоков насосов. Анализ типового технологического процесса изготовления штоков, показал необходимость ввода эффективной упрочняющей обработки, которая бы максимально соответствовала условиям эксплуатации штоков буровых насосов.

On the basis of the exploitation trials of the boring pump rods it was set that rods of the pump У8-6МА which are made on typical technical conditions fell out not only because of the hydro-abrasive wear but also at influence of corrosive cracking of working surfaces, which are intensified by cavitations in transition area of rod and piston. Comparison of the given trials was shown that consolidating by the chrome-plating at the best indexes of work does not guarantee stability of average work of the rods. Analysis of the typical technological process of making the rods, showed the necessity to input of effective consolidating treatment which would maximally correspond to the external environments of rods of the boring pumps.

На бурових роботах широко використовують двопоршневі насоси двосторонньої дії

шнів, штоків, втулок циліндрових. Тому існує проблема підвищення їх довговічності. У вирі-