

Міністерство освіти і науки України
Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ПІДГУРСЬКИЙ ІВАН МИКОЛАЙОВИЧ

УДК 620.178.3: 539.43

ДИСЕРТАЦІЯ

**МОДЕЛЮВАННЯ РОСТУ ПОВЕРХНЕВИХ ВТОМНИХ ТРИЩИН
У НИЗЬКОЛЕГОВАНИХ СТАЛЯХ ПІСЛЯ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ**

Спеціальність 01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла

Подається на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук

Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей, результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело
_____ І.М. Підгурський

Науковий керівник:
член-кореспондент НАН України,
доктор технічних наук, професор
Ясній Петро Володимирович

***Ідентичність усіх примірників дисертації
ЗАСВІДЧУЮ:***

*Вчений секретар спеціалізованої вченої ради
/Б. Г. Шелестовський/*

Тернопіль – 2020

АНОТАЦІЯ

Підгурський І.М. Моделювання росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях після перевантажень. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертації на здобуття наукового ступеня кандидата технічних наук за спеціальністю 01.02.04 – Механіка деформівного твердого тіла. – Тернопільський національний технічний університет імені Івана Пулюя, Тернопіль, 2020.

Дисертаційна робота присвячена вирішенню актуальної задачі встановлення закономірностей розвитку поверхневих тріщин зі складною геометрією контуру та з врахуваннями впливу перевантажень і розроблення методики прогнозування залишкової довговічності елементів конструкцій. Така задача пов'язана з тим, що багато елементів машин і споруд мають конструктивні і технологічні концентратори напружень, які в умовах експлуатації можуть накопичувати пошкодження. Також у цих зонах можуть бути тріщиноподібні дефекти. Одним з найрозповсюджуваних дефектів, що обмежують терміни безпечної роботи конструкцій, є поверхневі напівеліптичні тріщини. Особливо важливою ця проблема є для циклічно навантажуваних конструкцій.

Для опису поведінки об'єктів, що мають поверхневі тріщини необхідно здійснити оцінку коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН). Відомо, що КІН дозволяє встановити взаємозв'язок між умовами навантаження матеріалу у вершині тріщини, а також з геометрією та напруженим станом тіла, що містить тріщину.

Аналітичні розв'язки для визначення КІН вздовж фронту поверхневої тріщини відсутні. У зв'язку з цим у першому розділі на основі огляду літературних джерел проаналізовано особливості розвитку поверхневих втомних тріщин в елементах конструкцій. Зазначено, що поверхневі тріщини в процесі розвитку можуть об'єднуватись у магістральні тріщини, що мають складну геометрію контуру.

Для прогнозування втомної довговічності найбільш широко використовуються положення лінійної механіки руйнувань. Проведено аналіз моделей поширення втомної тріщини при регулярному навантаженні та з перевантаженнями. Більшість детерміністичних моделей для прогнозування кінетики розвитку тріщини після перевантаження класифікуються за такими ознаками: моделі пластичних зон, залишкових напружень, закриття тріщини, моделі МСЕ. Велика кількість запропонованих моделей свідчить про складність оцінки перехідних процесів у вершині тріщини після перевантажень, особливо за її складної конфігурації.

Другий розділ присвячений розробці та опису методик і дослідженню методом скінчених елементів (МСЕ) КІН K_I вздовж фронту поверхневих півеліптичних тріщин (канонічної форми) та тріщин зі складним за геометрією контуром (неканонічної форми). Запропонований алгоритм визначення КІН методом скінчених елементів. Алгоритм включає опис геометрії об'єкта, його механічні характеристики, опис граничних і початкових умов у вигляді сукупності можливих обмежень, а також навантажень, що діють на об'єкт. Потім, у результаті розрахунку, на основі прийнятої фізичної моделі матеріалу, обчислюються вихідні параметри експерименту, зокрема КІН нормального відриву K_I .

Проведено моделювання поверхневої півеліптичної тріщини розташованої в пластині при розтягу. Розроблено скінчено-елементну тривимірну модель зразка з глобальною сіткою та модель тріщини з локальною сіткою з тетраедричних елементів. Дослідження проводили для поверхневих півеліптичних тріщин із відносною глибиною тріщини $a/t = 0,1 \dots 0,7$ та для різних коефіцієнтів форми $a/c = 0,2; 0,6; 1,0$. Для обраних параметрів були отримані значення КІН K_I вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини, які добре корелювали з відомими рішеннями Ньюмена-Раджу.

Зважаючи на обмеження, що накладаються при конструюванні сітки скінчених елементів, було запропоновано ряд методик для визначення КІН для поверхневих тріщин зі складним за геометрією контуром та тріщин,

розташованих в зонах впливу конструктивних концентраторів напружень, які забезпечили отримання вірогідних значень КІН по фронту таких тріщин.

У третьому розділі розроблено імітаційну модель злиття ідентичних компланарних поверхневих тріщин, статистичну математичну модель зміни коефіцієнта взаємодії в зоні об'єднання ідентичних поверхневих тріщин та проведено оцінку впливу періоду злиття тріщин на залишкову довговічність пластини з тріщинами, що об'єднуються.

Процес втомного розповсюдження ініційованих тріщин, які можна розділити на чотири фази: 1) ізоляційна стадія росту тріщин, коли вони не взаємодіють між собою; 2) період взаємного впливу, під час якого вони починають взаємодіяти між собою, наближаючись одна до одної до моменту дотику; 3) період об'єднання тріщин, коли вони зливаються в єдину тріщину, яка з сідлоподібної форми контуру перетворюється на півеліптичну; 4) стадія домінантного росту одинарної тріщини при подальшому циклічному навантаженні.

Варто зазначити, що перша стадія (ізоляційний період росту невеликих тріщин) та четверта фаза (домінантне розповсюдження магістральної тріщини) можуть передбачуватись за звичайними процедурами. Той же час при взаємодії та злитті тріщин внутрішні ділянки контурів двох тріщин зазнають суттєвого впливу, що приводить до значних змін КІН. Ці зміни залежать від геометрії тріщин, їх взаємного розташування, конструктивних особливостей зразків, умов навантаження. Згадані особливості, що впливають на значення КІН, зазвичай, враховуються інтегровано коефіцієнтами впливу.

Найменш дослідженою стадією є період злиття поверхневих тріщин. Для визначення довговічності тріщини на стадії об'єднання запропоновано імітаційну модель. Модель розглядає розв'язок двох задач: обґрунтування геометрії тріщини при злитті та отримання розрахункових формул для оцінки коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж ряду сідлоподібних контурів.

Об'єднання тріщин представляли рядом кривих ліній, які імітували розвиток сідлоподібного контуру поверхневої тріщини. На наступному етапі

МСЕ визначали КІН вздовж цих контурів. Для цього була розроблена структурна схема моделюючого експерименту об'єднання двох ідентичних поверхневих тріщин. На основі моделюючого експерименту отримано рівняння регресії.

Отримане рівняння регресії може бути застосоване для визначення характеру функціональної зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин, в залежності від їх відносних геометричних розмірів, та геометрії зони злиття.

На основі проведених досліджень встановлено, що для невеликих за розмірами (40% товщини елемента) тріщин, тривалість стадії злиття ($< 8\%$) несуттєво впливає на залишкову довговічність пластини (при досліджуваних товщинах $t = 20 \dots 25$ мм). Для більших магістральних тріщин, довжина яких співрозмірна з товщиною елемента, вплив періоду об'єднання збільшується до 18 – 25%, що суттєво уточнює розрахунок залишкової довговічності елемента конструкції.

У **четвертому розділі** проведено оцінку впливу перевантажень на затримку росту поверхневих півеліптичних тріщин в сталі 09Г2С. Одноразові чи багаторазові перевантаження розтягом викликають сповільнення в розвитку як наскрізних, так і поверхневих тріщин. Це явище має велике практичне значення для розробки і уточнення оцінки живучості елементів конструкцій і деталей машин при нерегулярному навантаженні. Кількість циклів затримки росту N_D тріщини залежить від величини перевантаження Q_{OL} та параметрів подальшого циклічного навантаження, коефіцієнта асиметрії циклу навантаження R , матеріалу та ін.

Встановлено, що підвищення рівня перевантаження Q_{OL} збільшує кількість циклів затримки N_D . Також встановлено, що при менших розмахах КІН затримка N_D є більшою і, навпаки, при збільшенні розмаху КІН – зменшується. Такі закономірності спостерігаються для кожного з рівнів Q_{OL} .

Встановлено, що суттєвий вплив на затримку росту поверхневої тріщини після перевантаження має коефіцієнт форми a/c . При зменшенні a/c (при $c =$

const) затримка росту поверхневої півеліптичної тріщини збільшується при таких же рівнях перевантаження.

У п'ятому розділі проведено дослідження впливу одноразового перевантаження на кінетику розвитку поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру. Встановлено значний вплив перевантаження розтягом на затримку росту N_D та на кінетику форми поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру в пластинах з низьколегованої сталі 09Г2С. При коефіцієнтах перевантажень $Q_{OL} = 1,5$ та $Q_{OL} = 1,67$ затримка росту втомних тріщини зростає у 3 і 4,2 рази відповідно у порівнянні з ідентичними за розмірами півеліптичними тріщинами канонічної форми. Суттєво змінюється при цьому конфігурація контуру.

Також встановлено, що форма неканонічної поверхневої тріщини (тріщини зі складною конфігурацією контуру) після впливу перевантаження та подальшого циклічного навантаження суттєво відрізняється від форми симетричної поверхневої тріщини за таких же умов навантаження. Поверхнева симетрична тріщина зберігає півеліптичну форму при регулярному циклічному навантаженні, так і після перевантаження розтягом, в той час, як форма неканонічної тріщина при перевантаженнях близька до прямокутної, оскільки тріщина пришвидшено розвивається в напрямках, що відповідають параметричному куту $\varphi = 30 \div 35^\circ$. Найбільше сповільнення розвитку тріщини спостерігається в області злиття тріщини. Отже перевантаження в тріщинах неканонічної форми приводить до інтенсивної затримки росту втомної тріщини, а також до значної зміни контуру тріщини.

Розроблено методику прогнозування залишкової довговічності елементів конструкцій з поверхневими тріщинами зі складною геометрією контуру на основі аналізу напружено-деформівного стану з урахуванням злиття тріщин та перевантажень.

Ключові слова: перевантаження, півеліптична поверхнева тріщина, тріщина із сідлоподібною формою, коефіцієнти інтенсивності напружень, метод скінчених елементів, затримка росту тріщин.

ANNOTATION

Pidgurskyi I.M. Simulation of fatigue surface cracks growth in low-alloy steels after overloads. – Manuscript.

Thesis for the degree of Candidate of Technical Sciences in specialty 01.02.04 – mechanics of deformable solid. - Ternopil Ivan Puluj National Technical University, Ternopil, 2020.

Thesis is devoted to solving the current problem related to the establishment of laws of surface cracks development, whereas the cracks present difficult geometry of a contour, and by taking into account the influence of overloads, as well as the development of a technique to assess residual durability of structural elements. This task was set forth since many elements of machines and structures have structural and technological stress concentrators that can accumulate damage under operating conditions. There may also be crack-like defects in these areas. One of the most common defects that limit the safe operation of structures is a surface semi-elliptical crack. This problem is especially important for structures that work under cyclic loading.

It is necessary to evaluate the stress intensity factors (SIF) to describe the behavior of objects with surface cracks. It is known that SIF allows determining the relationship between the loading conditions of the material at the crack tip and the geometry and stress state of a body with crack.

There are no analytical solutions to determine the SIF along the front of the surface crack. In this regard, in the first section, based on a review of literature sources, the peculiarities of the development of surface fatigue cracks in structural elements are analyzed. It is noted that surface cracks in the course of development can combine into major cracks with complex contour geometry.

The provisions of linear fracture mechanics are most widely used to predict fatigue life. The analysis of fatigue crack propagation models at regular loading and with overload is carried out. Most deterministic models for predicting the kinetics of crack development after overload are classified according to the following features:

models of plastic zones, residual stresses, crack closure, FEM models. The large number of proposed models indicates the difficulty of estimating transitional processes at the crack tip after overload, especially due to its complex configuration.

The second section is devoted to the development and description of methodology and the study of finite element method (FEM) of SIF K_I along the front of semielliptical surface cracks of canonical shape and cracks with a complex geometric contour of non-canonical shape. An algorithm for determining SIF by the finite element method is proposed. The algorithm includes description of the geometry of the object, its mechanical characteristics, description of the boundary and initial conditions in the form of a set of possible constraints, as well as the loadings applied to the object. Then, using the calculations and based on the adopted physical model of the material, the output parameters of the experiment are calculated, in particular the SIF K_I .

The modeling of semi-elliptical surface crack in the prismatic sample under tensile pressure is carried out. Three-dimensional finite element model of the sample with the global mesh and the model of crack area with a local mesh with tetrahedral elements are developed. The research is carried out for the semielliptical surface cracks with ratio a/t in the range $a/t = 0,1 \dots 0,7$ and different crack aspect ratios $a/c = 0,2; 0,6; 1,0$. For the chosen parameters the values of SIF K_I along the path of the semi-elliptical surface crack, which correlated well with the known solutions of Newman-Raju, are obtained.

Due to the limitations imposed in the construction of a finite element mesh, a number of methods are proposed to determine the SIF for surface cracks with a complex geometric contour and for cracks located in the zones of influence of structural stress concentrators. These methods provide credible SIF values along the front of such cracks.

The third section develops a simulation model of coalescence of identical coplanar surface cracks, a statistical mathematical model of the change of the interaction coefficient in the coalescence zone of identical surface cracks and an

assessment of the impact of the crack coalescence period on the residual durability of the plate with merging cracks.

The process of fatigue propagation of the initiated cracks can be divided into four stages: 1) isolation stage of cracks growth when they do not interact; 2) the period of mutual influence during which the cracks begin to interact with each other, approaching each other until the moment of touch; 3) the stage of coalescence of cracks, when they merge into a single crack, which from the saddle-shaped contour turns into a semi-elliptical contour; 4) the stage of dominant growth of a single crack under further cyclic loading.

It should be noted that the first stage (isolation period of small cracks growth) and the fourth stage (dominant propagation of the major crack) can be predicted by the usual procedures. At the same time during the interaction and coalescence of cracks, the internal sections of the two cracks contours undergo a significant impact, leading to substantial changes in SIF. These changes depend on the geometry of the cracks, their relative location, structural features of the samples and loading conditions. Mentioned features that influence the SIF values are usually taken into account by integrated coefficients of influence.

The least studied stage is the period of coalescence of surface cracks. A simulation model is proposed to determine the durability of the crack at the coalescence stage. The model considers the solution to two problems: substantiation of the crack geometry during coalescence, and obtaining calculation formulas for estimating the stress intensity factors along a series of saddle-shaped contours.

The coalescence of the cracks is represented by a series of curved lines that mimic the development of a saddle-shaped contour of a surface crack. In the next step, the SIF along these contours is determined using FEM. For this purpose, a block diagram of a modeling experiment combining two identical surface cracks is developed. Based on the modeling experiment the regression equation is obtained.

The obtained regression equation can be used to determine the nature of the functional change of the interaction coefficient γ_{coal} during coalescence of surface

cracks, which depends on their relative geometric dimensions and the geometry of the coalescence zone.

Based on the conducted researches, it is found that for the small cracks (40% of the thickness of the element), the duration of the coalescence stage (<8%) does not significantly affect the residual durability of the plate (the studied thicknesses are $t = 20...25$ mm). For larger major cracks, the length of which is proportional to the thickness of the element, the effect of the coalescence stage increases to 18 - 25%, which significantly clarifies the calculation of the residual durability of the structural element.

In the fourth section the effect of overloads on the growth retardation of semielliptical surface cracks in 09Г2С steel is evaluated. Single or multiple tensile overloads cause a slowdown in the development of both through-thickness and surface cracks. This phenomenon is of great practical importance for the development and refinement of the durability assessment for structural elements and machine parts under irregular loading. The number of cycles of crack growth retardation N_D depends on the magnitude of the overload Q_{OL} and the parameters of the subsequent cyclic loading, the stress ratio of cyclic loading R , material, etc.

It is found that raising the level of overload Q_{OL} increases the number of delay cycles N_D . It was also found that at smaller SIF ranges the delay N_D is greater and, conversely, with increasing SIF range it decreases. Such patterns are observed for each of the Q_{OL} levels.

It is found that crack aspect ratio a/c has a significant effect on the surface crack growth retardation after overload. With decreasing of a/c ratio (at $c = \text{const}$) semielliptical surface crack growth retardation increases under the same levels of overload.

In the fifth section a study of the effect of a single overload on the kinetics of the development of surface cracks with a complex contour configuration is conducted. A significant effect of tensile overload on the growth retardation N_D and on the kinetics of the shape of surface cracks with a complex contour configuration in plates made of low-alloy steel 09Г2С is established. At overload coefficients $Q_{OL} =$

1.5 and $Q_{OL} = 1.67$ the fatigue cracks growth retardation increases by 3 and 4.2 times respectively in comparison with identical in size semielliptical cracks of canonical shape. The configuration of the contour changes significantly.

It is also found that the shape of a non-canonical surface crack (crack with a complex contour configuration) after the impact of the overload and the subsequent cyclic loading differs significantly from the change in the shape of the symmetrical surface crack under the same loading conditions. Symmetrical surface crack retains the semielliptical shape both at regular cyclic loading and after tensile overload, while the non-canonical crack shape at overloads approximates a rectangular, since the crack develops rapidly in directions corresponding to the parametric angle $\varphi = 30 \div 35^\circ$. The greatest retardation of the crack development is observed in the zone of crack coalescence.

Therefore, the overload in the cracks of non-canonical shape leads to an intense retardation in the fatigue crack growth, as well as to a significant change in the shape of the crack contour.

A method for predicting the residual durability of structural elements with surface cracks with complex contour geometry is developed based on stress-strain state analysis and taking into account the coalescence of cracks, as well as overloads.

Keywords: overload, semielliptical surface crack, saddle-shaped crack, stress intensity factors (SIF), finite element method (FEM), crack growth retardation.

ПЕРЕЛІК ПУБЛІКАЦІЙ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Праці, в яких опубліковано основні наукові результати

1. Pidgurskyi I. Research of surface cracks propagation with a complex geometric contour after the influence of tensile overloads / Ivan Pidgurskyi , Mykola Pidgurskyi // Scientific Journal of TNTU. – Ternopil: TNTU, 2020. - Vol. 97. - No 1. - P. 110-117. (**Index Copernicus, Google Scholar**)
2. Pidgurskyi, M., Stashkiv, M., Pidgurskyi, I., Makar, A. (2020) Numerical investigation of stress intensity factors for surface cracks under coalescence. *Procesy zmęczenia i mechanika pękania. Opole, 2020.* - Vol. 536. – P. 231-246. ISSN 1429-6063, ISBN 978-83-66033-76-4 (**Частина монографії**)
3. Malezhyk, M.P., Pidhurs'kyi, M.I., Rudyak, Y.A., Pidhurs'kyi, I.M. & Voitovych, L.V. (2019) Investigation of the Fracture of an Orthotropic Plate with Circular Hole and Two Edge Cracks Under Pulsed Loading by the Method of Dynamic Photoelasticity. *Materials Science, 55(2)*. P. 254-258. (**SCOPUS**)
4. Pidgurskyi, Mykola & Rudyak, Yuri & Pidgurskyi, Ivan. (2019). Research and Modeling of Stress-Strain State and Fracture Strength of Triplexes at Temperatures 293–213K. // *Lecture Notes in Mechanical Engineering SerProceedings of the 7th International Conference on Fracture Fatigue and Wear., Belgium, Ghent University, 2018.* – P.135-150. (**SCOPUS**)
5. Pidgurskyi I. Analysis of stress intensity factors obtained with the fem for surface semielliptical cracks in the zones of structural stress concentrators // Scientific Journal of TNTU. - Ternopil: TNTU, 2018. - Vol. 90. - No 2. - P. 92-104. (**Index Copernicus, Google Scholar**)
6. Підгурський І.М. Вплив конструктивних концентраторів напружень на величину коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контурів модельованих півеліптичних тріщин // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. – Краматорськ: ДДМА, 2016. – №2 (38). – С. 191-195. (**Фахова стаття**)

7. Ясній П. Дослідження КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних тріщин методом скінчених елементів / П. Ясній, І. Підгурський // Вісник ТНТУ. – Тернопіль: ТНТУ, 2014. – №2. – С. 15-25. **(Фахова стаття)**

8. Пидгурский Н.И. Особенности расчета коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностных трещин, развивающихся у сварных швов / Н.И. Пидгурский, В.Н. Барановский, В.В. Ляхов, И.Н. Пидгурский // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії, 2012. – № 3 (28). – С. 211-215. **(Фахова стаття)**

9. Підгурський М. Аналіз особливостей розвитку пошкоджуваності в статично невизначуваних стержневих системах / М. Підгурський, М. Сташків, І. Підгурський // Вісник ТНТУ. – Тернопіль: ТНТУ, 2011. – Спецвипуск. – Ч. 2. – С.118-123. **(Фахова стаття)**

Праці, які засвідчують апробацію матеріалів дисертації

10. Ясній П. В. Оцінка впливу перевантажень на закономірності росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях / П. В. Ясній, І. М. Підгурський, М. І. Підгурський // Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції „Фундаментальні та прикладні проблеми сучасних технологій“. – Тернопіль: ТНТУ, 2020. – С. 52-55.

11. Mykola Pidgurskyi, Yevgen Ripetskyi, and Ivan Pidgurskyi Research and simulation of load modes in the evaluation of mobile machines resource / AIP Conference Proceedings 2029, 020064 (2018) – 7p. **(SCOPUS, Web of Science)**.

12. Ясній П.В. Моделювання злиття компланарних півеліптичних тріщин методом скінчених елементів / П.В. Ясній, І.М. Підгурський, М.Я. Сташків, М.І. Підгурський // Праці VI Міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” – Тернопіль: ТНТУ, 2019. – С. 128–132.

13. Підгурський І.М. Порівняльний аналіз КІН та кінетики форми поверхневих півеліптичних тріщин в однорідному полі напружень та в зоні концентраторів / І.М. Підгурський, І.Б. Окіпний, М.Я. Сташків, І.В. Кенс //

Праці V Міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування”, – Тернопіль: ТНТУ, 2017. – С. 110-113.

14. Pidgurskyi, I. (2017) Modelling of structural stress concentrators influence on stress intensity factors of surface semielliptical crack using finite element method. *VII Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists “Engineer of XXI Century”. Volume 1*. P. 241-248.

15. Pidgurskyi, I. (2016) Simulation of non-transverse surface cracks in the machinery and structures elements. *VI Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists “Engineer of XXI Century”*. P. 749-756.

16. Ясній П. Моделювання МСЕ взаємодії двох півеліптичних поверхневих тріщин при розтягу / П. Ясній, І. Підгурський. // Матеріали IV Міжнар. наук.-техн. конф. “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи діагностування і прогнозування”. - Тернопіль: ТНТУ, 2015. - С. 232-235.

17. Підгурський І.М. Визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контуру поверхневих тріщин при їх злитті / І. М. Підгурський, Я. Р. Дубик // Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування”. – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – С.256 – 258.

18. Підгурський І. Моделювання КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних колінеарних тріщин методом скінчених елементів // Тези доповідей міжнародної науково-практичної конференції “Проблеми механіки та фізико-хімії конденсованого стану речовини”. – Миколаїв: Миколаївський національний університет ім. В.О. Сухомлинського, 2015. – С. 68-70.

ЗМІСТ

ВСТУП.....	18
РОЗДІЛ 1. ОГЛЯД РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ РОЗВИТКУ ПОВЕРХНЕВИХ ТРІЩИН ПРИ ЇХ ЗЛИТТІ ТА ДІЇ ОДНОРАЗОВИХ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ	23
1.1. Аналіз моделей розвитку поверхневих тріщин при злитті	23
1.2. Огляд і аналіз методів визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень для поверхневих тріщин.....	26
1.3. Аналіз кінетики розвитку поверхневих тріщин після впливу перевантаження розтягом та методи його оцінювання.	32
1.4. Висновки до розділу 1	39
РОЗДІЛ 2. МЕТОДИКА ОБЧИСЛЕННЯ КОЕФІЦІЄНТІВ ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ ДЛЯ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН ТА ТРІЩИН ЗІ СКЛАДНОЮ КОНФІГУРАЦІЮ.....	41
2.1. Розробка алгоритму скінчено-елементного моделювання поверхневих півеліптичних тріщин (канонічної форми) та зі складною конфігурацією контуру (поверхневих тріщин неканонічної форми).	41
2.2. Верифікація значень КІН K_I вздовж фронту поверхневих півеліптичних тріщин у пластині скінчених розмірів при розтягу	48
2.3. Особливості створення сітки скінчених елементів для поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру.	53
2.4. Особливості створення сітки скінчених елементів для компланарних поверхневих тріщин та поверхневих тріщин в зонах конструктивних концентраторів напружень. Обмеження методу скінчених елементів.....	56
2.5. Висновки до розділу 2	65
РОЗДІЛ 3. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЗЛИТТЯ ДВОХ ІДЕНТИЧНИХ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН	66
3.1. Аналіз моделей об'єднання поверхневих тріщин.....	66

3.2. Оцінка КІН K_1 та характеристичних коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} вздовж контуру двох поверхневих півеліптичних тріщин при моделюванні їх злиття способом перекриття.....	70
3.3. Моделювання злиття двох компланарних поверхневих тріщин способом їх заливання	75
3.4. Розробка та верифікація моделі процесу об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин	92
3.5. Побудова та дослідження статистичної математичної моделі функціональної зміни коефіцієнта взаємодії в зоні об'єднання ідентичних поверхневих тріщин.....	96
3.6. Оцінка залишкової довговічності пластин з поверхневими тріщинами з врахуванням стадії їх злиття	106
3.7. Висновки до розділу 3	112

РОЗДІЛ 4. МОДЕЛЮВАННЯ РОСТУ ПОВЕРХНЕВИХ ВТОМНИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН ПРИ РЕГУЛЯРНОМУ ЦИКЛІЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ ТА З ВРАХУВАННЯМ ОДНОРАЗОВИХ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ

4.1. Елементи конструкцій для досліджень.....	113
4.2. Вибір сталі для досліджень.	115
4.3. Методика дослідження розповсюдження поверхневих тріщин при циклічному навантаженні розтягом	116
4.4. Кінетичні діаграми втомного руйнування низьколегованих сталей	121
4.5. Кінетика розвитку поверхневих втомних тріщин з врахуванням впливу одноразового перевантаження.....	131
4.6. Дослідження впливу перевантаження на розповсюдження поверхневих півеліптичних тріщин з різною конфігурацією їх контуру у низьколегованій сталі 09Г2С.	134
4.7. Висновки до розділу 4	142

РОЗДІЛ 5. ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗВИТКУ ВТОМНИХ ПОВЕРХНЕВИХ ТРІЩИН ЗІ СКЛАДНИМ ЗА ГЕОМЕТРІЄЮ КОНТУРОМ ПІСЛЯ ВПЛИВУ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ РОЗТЯГОМ	144
5.1. Результати експериментальних досліджень впливу одноразових перевантажень розтягом на затримку росту та кінетику розвитку поверхневих тріщин неканонічної форми.	144
5.2. Визначення КІН K_1 для поверхневої тріщини зі складним за геометрією контуром у пластині при розтягу.	150
5.3. Модель росту поверхневої втомної тріщини зі складною геометрією контуру після одноразового перевантаження розтягом.....	154
5.4. Висновки до розділу 5.	159
ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ РОБОТИ ТА ВИСНОВКИ	161
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	163
ДОДАТКИ	178
ДОДАТОК А. Акти впровадження	179
ДОДАТОК Б. Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про апробацію результатів дисертації	181

ВСТУП

Обґрунтування вибору теми дослідження. Значна частина металевих конструкцій експлуатується під дією нерегулярного навантаження. Для таких конструкцій важливе значення має як оцінка довговічності на етапі проектування, так і визначення залишкової довговічності елементів конструкцій з наявними пошкодженнями у вигляді втомних тріщин, зокрема поверхневих. Тому актуальною задачею є розробка методик прогнозування довговічності елементів конструкцій з поверхневими тріщинами з урахуванням їх об'єднання та оцінкою впливу перевантаження.

Дослідження кінетики розвитку поверхневих втомних тріщин присвячена робота Андрейківа О.Є., Дацишин О.І., Книша В.В., Панасюка В.В., Саврука М.П., Силованюка В.П., Сушинського О.І., Троценка В.Т., Харченка В.В., Bezensek V., Carpinteri A., Newman J.C.

Оцінка процесів втомного руйнування суттєво ускладнюється при механічній взаємодії та злитті поверхневих тріщин. Задача зі злиття поверхневих тріщин розглянута в роботах Kashimoto, W.O. Sobojejo, R.A. Smith, C.J. Beyley, R. Bell, M. Kamaya. Моделі розвитку поверхневих втомних тріщин та методики оцінки залишкової довговічності ще не є достатньо опрацьовані, не ввійшли в стандарти ASME – XI, BS 7910, FITNET та ін. Разом з тим, обґрунтоване врахування періоду злиття поверхневих втомних тріщин створює додатковий резерв при оцінці залишкової довговічності елемента конструкції.

Вплив одноразових перевантажень розтягом на швидкість росту наскрізних тріщин досліджували Злочевський А.Б., Ясній П.В., Пиндус Ю.І., Шувалов О.М., Біщак Р.Т., O.E. Wheeler, J.D. Willenborg, W.S. Johnson, Yuen, F.Taheri, Wang, X.P. Huang, G.Hlinka, M. Skorupa та для поверхневих тріщин – В.В. Покровський, О. Г. Іванченко, С.В. Петінов, Р.В. Гучинський, N.A. Fleck, F.C. Smith, R.A. Smith, P.S. Song, V.L. Shin. У дослідженнях вказаних авторів не розглянуто вплив перевантаження на затримку росту поверхневих тріщин зі складним за геометрією контуром.

Зв'язок роботи з науковими роботами планами, темами. Наукові результати, що складають основи дисертації отримані здобувачем, як виконавцем держбюджетних тем: “Оцінка несучої здатності і залишкової довговічності просторових елементів конструкцій з урахуванням набутих пошкоджень” № держреєстрації 0115U002447, 2015-2017 рр. та “Методологія оцінювання довговічності і продовження ресурсу елементів авіаційних конструкцій з експлуатаційними пошкодженнями біля кріпильних отворів” № держреєстрації 0118U003479, 2018-2020 рр., які виконувались в Тернопільському національному технічному університеті ім. І. Пулюя за тематичними планами НДР Міністерства освіти і науки України. Тематика наукових досліджень відповідає пріоритетним напрямкам розвитку науки і техніки України.

Мета і задачі досліджень. Метою роботи є встановлення закономірностей розвитку поверхневих тріщин зі складною геометрією контуру та з врахуванням впливу перевантаження і розроблення методики прогнозування залишкової довговічності елементів конструкцій. Для досягнення вказаної мети вирішували такі задачі:

1. Розробка методики визначення КІН для поверхневих тріщин канонічної та неканонічної форми контуру на основі МСЕ;
2. Виявлення основних закономірностей розвитку поверхневих тріщин, що об'єднуються;
3. Розробка імітаційної моделі об'єднання двох ідентичних поверхневих тріщин;
4. Розробка методики прогнозування залишкової довговічності поверхневої тріщини з врахуванням періоду злиття;
5. Виявлення основних закономірностей впливу одноразового перевантаження розтягом на затримку та кінетику розвитку поверхневих півлеіптичних тріщин з енергетично стабільним контуром;
6. Виявлення основних закономірностей впливу одноразового перевантаження на затримку та кінетику розвитку поверхневої тріщини зі складним за геометрією контуром.

Об’єкт досліджень – елементи конструкцій з поверхневими тріщинами зі складаним за геометрією контуром.

Предмет досліджень – коефіцієнти інтенсивності напружень та кінетика поширення і злиття поверхневих втомних тріщин зі складною геометрією контуру в пластинах при регулярному навантаженні та при дії перевантаження.

Методи дослідження. Теоретичні дослідження швидкості РВТ проводили на основі положень лінійної механіки руйнування. Визначення КІН вздовж контуру поверхневих півеліптичних тріщин та поверхневих тріщин зі складними за геометрією контурами здійснювались методом скінчених елементів за допомогою спеціалізованого програмного комплексу “ANSYS”. Експериментальні дослідження росту поверхневих втомних тріщин в пластинах досліджували на гідропульсаторі ZDM-100.

Наукова новизна одержаних результатів:

1. Уперше запропоновано імітаційну модель процесу злиття поверхневих тріщин, що базується на обґрунтованій геометрії ряду фіксованих контурів тріщин та розробленій методиці оцінки КІН вздовж зазначених контурів.

2. Розроблено статистичну математичну модель, яка оцінює коефіцієнти взаємодії тріщини, що об’єднуються в залежності від геометричних розмірів тріщини та параметра відносного злиття тріщини.

3. Виявлено основні закономірності впливу одноразових перевантажень розтягом на кінетику розвитку поверхневих втомних півеліптичних тріщин у пластинах зі сталі 09Г2С з урахуванням коефіцієнта форми тріщини.

4. Виявлено основні закономірності впливу одноразових перевантажень розтягом на затримку росту та кінетику форми поверхневих втомних тріщин зі складною геометрією контуру.

Практичне значення одержаних результатів

Отримані результати дають змогу:

- застосувати розроблену методику побудови імітаційної моделі розвитку двох тріщин складного контуру для дослідження систем тріщин;

- оцінити залишковий ресурс безпечної експлуатації металоконструкцій з урахуванням періоду злиття поверхневих тріщин;
- оцінити довговічність елемента конструкції з поверхневими дефектами з врахуванням впливу перевантажень.

Результати роботи використовуються на стадії проектування для аналізу надійності та запасу міцності і безпечного ресурсу експлуатації конструкцій літальних апаратів у Державному підприємстві “АНТОНОВ”; а також, в ТОВ “ТЕХС” для оцінки довговічності посудин високого тиску, газопроводів, газорегуляторних установок УТРШТ і ПГРШТ на стадії розвитку поверхневих тріщин та при визначенні характеристик циклічної тріщиностійкості низьколегованих сталей.

Особистий внесок. Основу дисертаційної роботи складають результати, які отримані автором самостійно. У друкованих працях, опублікованих у співавторстві, дисертанту належать: результати експериментальних досліджень впливу перевантажень на затримку росту поверхневої тріщини зі складною геометрією контуру [1]; моделі злиття поверхневих тріщин [2, 12]; побудова скінчено-елементної моделі тріщин, що зливаються та результати визначення КІН [16, 17]; оцінка впливу конструктивних концентраторів напружень на величину КІН вздовж контурів модельованих півеліптичних тріщин [4, 6, 8]; розробка методики визначення КІН МСЕ для поверхневих тріщин [7]; аналіз експлуатаційних навантажень металевих конструкцій [11]; моделювання пошкоджуваності в елементах конструкцій мобільних машин та оцінювання їх залишкового ресурсу [9]; оцінка кінетики форми тріщини в зонах концентраторів напружень [13]; результати досліджень впливу перевантажень на затримку росту поверхневих півеліптичних тріщин з урахуванням зміни їх форми, коефіцієнта асиметрії, розмаху КІН основного циклу [10].

Апробація результатів дисертації. Основні результати, викладені в дисертаційній роботі, доповідались і обговорювались на 7th International Conference on Fracture Fatigue and Wear FFW 2018, Ghent University, Belgium; 14th International Conference Mechatronic Systems And Materials (MSM 2018)

2018, Zakopane, Poland; XVII Krajowa Konferencja Mechaniki Pękania 2019, Nacisko, Poland; IV,V,VI Міжнародних наук.-техн. конференціях „Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” (Тернопіль, 2015; 2017; 2019 рр.). Всього за тематикою дисертаційної роботи брав участь у 15 наукових конференціях міжнародного рівня.

У цілому робота доповідалась на науковому семінарі Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя (м. Тернопіль).

Публікації. Результати дисертаційної роботи опубліковано у 18 наукових працях: з них 6 у наукових фахових виданнях України з технічних наук [1, 5-9] (2 – зареєстровані у наукометричних базах з міжнародним індексом цитування Index Copernicus [1,5]); 3 статті у міжнародних періодичних виданнях(зареєстровані у наукометричній базі SCOPUS [3, 4, 11])(одна з них у Web of Science[11]); 1 робота у міжнародному періодичному виданні, опублікована як частини монографії[2]; 8 – праці, у збірниках матеріалів міжнародних конференцій [10, 12-18].

Структура та обсяг дисертації. Дисертаційна робота складається із анотації, вступу, п'яти розділів, загальних висновків, списку використаних літературних джерел із 142 найменувань та додатків. Загальний обсяг роботи становить 162 с. – з них обсяг основного тексту – 122 сторінки, додатки – 2 сторінки.

Дисертація містить 84 рисунки та 9 таблиць.

РОЗДІЛ 1. ОГЛЯД РЕЗУЛЬТАТІВ ДОСЛІДЖЕНЬ РОЗВИТКУ ПОВЕРХНЕВИХ ТРІЩИН ПРИ ЇХ ЗЛИТТІ ТА ДІЇ ОДНОРАЗОВИХ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ

1.1. Аналіз моделей розвитку поверхневих тріщин при злитті

Підвищення надійності та довговічності машин і конструкцій відноситься до найактуальніших наукових і технічних проблем. Значна частина машин і конструкцій зазнає під час експлуатації циклічного навантаження. За таких умов можуть ініціюватись поверхневі тріщини. Різноманіття форм і розмірів дефектів і тріщин, що виявляються при дефектоскопії, вимагає їх схематизації. Адже сучасні методи механіки руйнування [1, 11, 64,71-74] дозволяють надійно прогнозувати параметри міцності і довговічності елементів конструкцій з виявленими дефектами при наявності даних про реальну конфігурацію і точне розташування цих дефектів [2, 75-77]. Виявлені дефекти схематизують дефектами канонічної форми, для яких існує математичний опис. При схематизації дефектів, як правило, застосовують консервативний підхід, який полягає у схематизації дефектів (тріщин, пор, включень непроварів, підрізів та ін.) тріщинами. Тріщини є найбільш небезпечними з точки зору міцності та довговічності. Так підповерхневі дефекти схематизують тріщинами еліптичної форми, поверхневі – півеліптичними тріщинами (рис. 1.1), наскрізні – наскрізними тріщинами. Саме такий підхід реалізований при складанні розрахункових схем [119, 66], які запропоновані Правилами американського товариства інженерів-механіків (ASME) [78], Стандарту BS 7910 [79], FITNET, API 579 [80] та іншими.

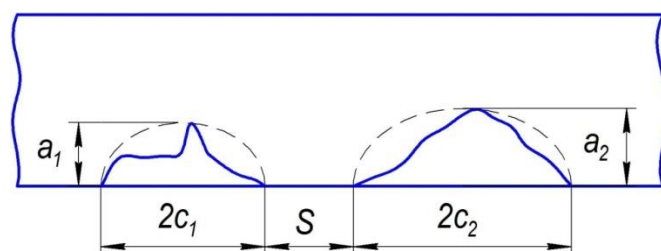


Рис. 1.1. Схематизація поверхневих дефектів

Правила поєднання суміжних поверхневих півеліптичних тріщин (рис. 1.1) в розрахункові схеми у зазначених стандартах є різними. Зокрема, при оцінці живучості елементів конструкцій в ASME Code Sec. XI, BS 7910 та FITNET розглядають розрахункову схему розповсюдження кожної з суміжних тріщин до моменту їх об'єднання (рис. 1.2, а). Далі нехтуючи періодом злиття тріщин їх замінюють однією поверхневою тріщиною такої ж глибини a , як і суміжні тріщини, та сумарною довжиною на поверхні $2c_1 + 2c_2$. Інші стандарти (табл. 1.1) є більш консервативними.

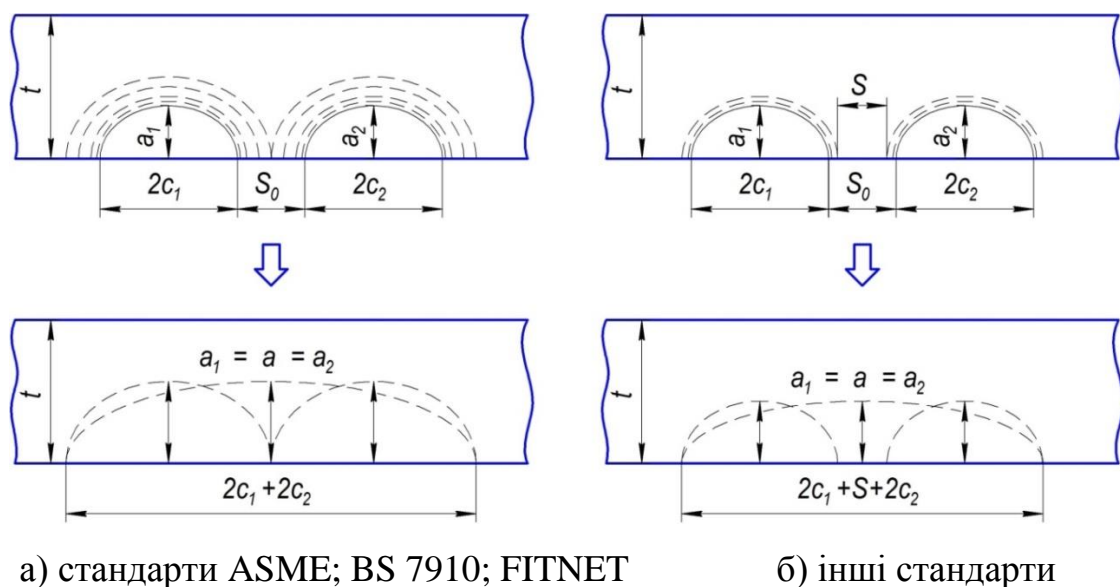


Рис. 1.2. Розрахункові схеми об'єднання компланарних поверхневих тріщин

Таблиця 1.1

Розрахункові схеми об'єднання компланарних поверхневих тріщин в існуючих стандартах

Стандарт	Схеми об'єднання тріщин
ASME	Втома чи розтріскування під корозією: $s = 0$ Інше: $s \leq \max(0.5a_1, 0.5a_2)$
BS 7910	Втома: $s = 0$ Інше: $s \leq \min(2c_1, 2c_2)$ для $a_1/c_1 > 1$ або $a_2/c_2 > 1$ $s \leq \max(0.5a_1, 0.5a_2)$ для $a_1/c_1 \leq 1$ і $a_2/c_2 \leq 1$
API 579-1	При $s \leq c_1 + c_2$
GB/T 19624	При $s \leq \min(2c_1, 2c_2)$

Розрахункова схема об'єднання тріщин передбачає розвиток обох суміжних тріщин до деякого проміжку S між ними (рис. 1.2, б) довжина якого визначається згідно табл. 1.1. Далі об'єднання двох тріщин схематизують однією поверхневою тріщиною з параметрами: a – глибиною та $2c_1 + S + 2c_2$ – довжиною тріщини на поверхні. При такій розрахунковій схемі об'єднання поверхневих тріщин теж нехтують періодом злиття тріщин.

Дослідження процесу злиття поверхневих тріщин розглянуто в роботах [3; 4]. Встановлено, що при об'єднанні двох компланарних поверхневих тріщин утворюється магістральна тріщина з сідлоподібним фронтом. При розвитку тріщини сідлоподібність поступово зменшується, контур набуває півеліптичної форми. У роботі [3] розглядають модель злиття тріщин, у якій реалізована ідея умовного перекриття тріщин. Магістральна тріщина змінює розміри як в зоні злиття, так і на поверхні. Недоліком такої моделі є зона спряження, яке моделюється перетином півеліпсів. Таке спряження не відповідає експериментальним даним [5], особливо на заключній стадії об'єднання тріщин. Це суттєво впливатиме на розподіл КІН в зоні спряження.

У другій моделі [4] процес злиття тріщин моделюється рядом контурів, що поступово заливають сідлоподібний фронт. Зона спряження півеліпсів моделюється радіусами концентричних кіл, центр яких знаходиться на тильній поверхні перерізу зразка. Варто зазначити, що геометрія такої моделі недостатньо обґрунтована.

Зазначимо, що процес об'єднання поверхневих тріщин аналізується за значеннями КІН в зоні сідлоподібного фронту, які, в свою чергу, суттєвим чином залежать від геометрії спряження.

1.2. Огляд і аналіз методів визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень для поверхневих тріщин

Критеріальна оцінка живучості (залишкового ресурсу) конструкцій при наявних тріщинах пов'язана, як правило, з визначенням коефіцієнта інтенсивності напружень (КІН), який характеризує напружено-деформівний стан (НДС) у вершині тріщини. Розрахунок КІН в реальних конструкціях є складною задачею, зважаючи на геометрію і граничні умови, особливо для тривимірних тіл.

Розподіл напружень σ_{ij} і переміщень u_i для наскрізних тріщин нормального відриву (плоска задача) є вигляд (тут r, θ – полярні координати з полюсом у вершині тріщини) [6]:

$$\begin{cases} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{xy} \end{cases} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \begin{cases} \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2}\right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases}, \quad (1.1)$$

$$\begin{cases} u_x \\ u_y \end{cases} = \frac{K_1}{2\mu} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \begin{cases} \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(k - 1 + 2 \cdot \sin^2 \frac{\theta}{2}\right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cdot \left(k + 1 - 2 \cdot \cos^2 \frac{\theta}{2}\right) \end{cases}, \quad (1.2)$$

де $k = 3 - 4\nu$ для плоскої деформації і $k = (3 - \nu)/(1 + \nu)$ для плоского напруженого стану.

Зазначимо, що аналіз розповсюдження поверхневих тріщин в умовах тривимірного напружено-деформівного стану набагато-складніший, ніж наскрізних тріщин. Поверхневу тріщину можна представити як розрив матеріалу поверхнею (чи площиною), що виходить із зовнішньої границі твердого тіла. Коефіцієнти інтенсивності напружень (КІН) для поверхневих тріщин повинні обчислюватися по всьому фронту тріщини (рис. 1.3) протягом всього часу росту втомної тріщини.

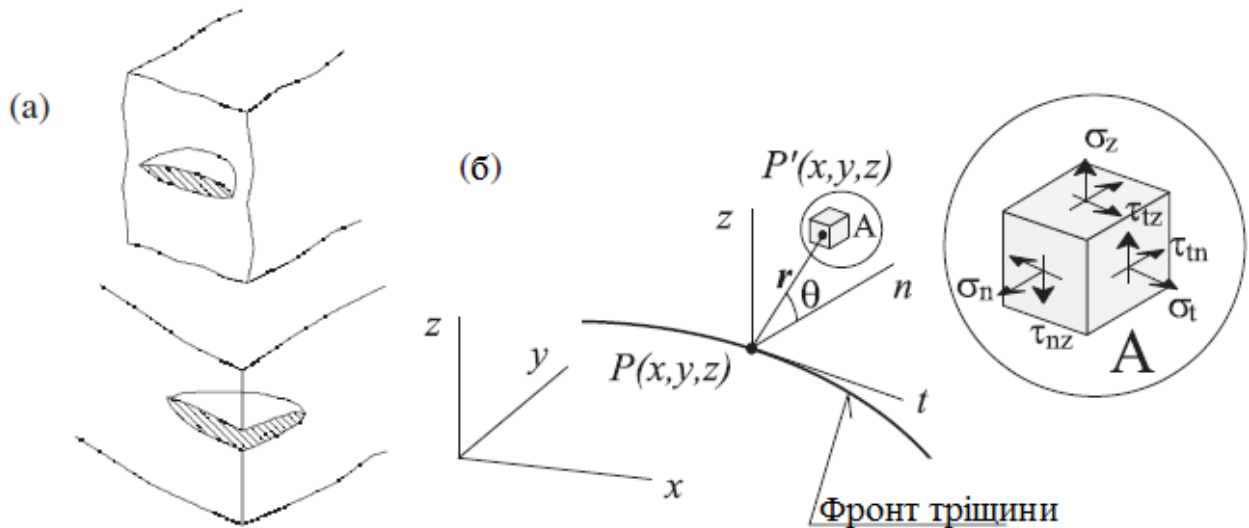


Рис. 1.3. Поверхневі тріщини та позиціонування їх фронту

Отже, щоб узагальнити результати досліджень плоских задач на тривимірний випадок, необхідно визначити напружений стан в околі криволінійного фронту тріщини. Для тривимірних задач коефіцієнт інтенсивності напружень можна знайти у вигляді деякої функції локальних координат t, n, z , що відраховуються по дотичній і по перпендикулярах до фронту тріщини, як показано на рис. 1.3.; повне рішення матиме вигляд [6]:

$$\begin{pmatrix} \sigma_t \\ \sigma_n \\ \sigma_z \end{pmatrix} = \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \begin{pmatrix} 2\nu \\ 1 - \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \cdot \sin \frac{3\theta}{2} \end{pmatrix} \quad (1.3)$$

$$\begin{pmatrix} \tau_{nz} \\ \tau_{tz} \\ \tau_{tn} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{K_1}{\sqrt{2\pi r}} \cdot \sin \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{\theta}{2} \cdot \cos \frac{3\theta}{2} \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (1.4)$$

$$\begin{pmatrix} u_n \\ u_z \\ u_t \end{pmatrix} = \frac{K_1}{2\mu} \cdot \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \cdot \begin{pmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(1 - 2\nu + \sin^2 \frac{\theta}{2}\right) \\ \cos \frac{\theta}{2} \cdot \left(2 - 2\nu - \cos^2 \frac{\theta}{2}\right) \\ 0 \end{pmatrix}, \quad (1.5)$$

Загальне рівняння для компонент тензора напружень в околі фронту тріщини може бути записане наступним чином [7]:

$$\sigma_{ij} = (2\pi r)^{-1/2} \cdot [K_I \cdot f_{ij}^I(\theta) + K_{II} \cdot f_{ij}^{II}(\theta) + K_{III} \cdot f_{ij}^{III}(\theta)] + O(r^{-1/2}) \quad (1.6)$$

де K_I, K_{II}, K_{III} , – КІН першого, другого та третього типу відповідно;

$f_{ij}^I(\theta)$, $f_{ij}^{II}(\theta)$, $f_{ij}^{III}(\theta)$ – функції кута θ ;
 $O(r^{-1/2})$ – члени вищого порядку.

Для визначення КІН у вершинах наскрізних тріщин в лінійно-пружних тілах простої геометричної форми зазвичай застосовують такі основні аналітичні методи: комплексних потенціалів Колосова-Мусхелішвілі, інтегральних перетворень, розкладання за власними функціями та ін. [8, 9]. Для реальних деталей оцінку КІН для тріщин, як правило, нескрізних, можна дати лише з деякою похибкою, використовуючи техніку комбінування і суперпозиції типових рішень, застосовуючи математичні моделі на базі скінчених або граничних елементів [8, 9], а також експериментальні методи [12, 81].

Аналіз публікацій [7, 82, 140] показує, що до теперішнього часу не отримано аналітичних значень КІН вздовж контуру еліптичної чи півеліптичної тріщини.

Для визначення КІН таких тріщин застосовують чисельні методи, насамперед метод скінчених елементів (МСЕ), що є найуніверсальнішим завдяки простій інтерпретації і розробленому математичному забезпеченню. Одним з найбільш важливих є метод із застосуванням спеціальних (сингулярних) елементів, інтерполюючі функції яких побудовані з врахуванням асимптотичних рішень у вершині тріщини [6, 13, 20].

Запропонована велика кількість різних видів спеціальних скінчених елементів, які враховують сингулярність поля напружень в околі вершини тріщини. Комп'ютерні програми з такими спеціальними елементами мають певні обмеження. Загальними недоліками цих елементів є або несумісність зі звичайними елементами, або нездатність відображати переміщення тіла як жорсткого цілого [14]. У той же час, більшість загальноцільових програм МСЕ мають стандартні елементи. Дослідження показують [14,43,45], що для обчислення КІН у цьому випадку необхідна дуже дрібна сітка скінчених елементів. Такі обчислення вимагають великої оперативної пам'яті та часу

розрахунку. Крім цього точність рішень суттєво залежатиме, як від розмірів і форми елементів, так і від загальної конфігурації сітки СЕ [44, 141, 142].

Крім методу скінчених елементів для розв'язку задач механіки руйнувань застосовують метод граничних елементів. Застосування методу граничних елементів в комбінації з МСЕ дозволяє моделювати розповсюдження тріщин з депланацією фронту [15].

За останній час почав застосовуватись розширений метод скінчених елементів (X-FEM), запропонований у працях Беличка [16,17]. Ключовою перевагою X-FEM є те, що при моделюванні тріщин сітка скінчених елементів не вимагає оновлення в процесі її росту.

Іншим великим класом методів оцінки КІН є енергетичні методи: повної енергії [6, 13] та J-інтеграла [18].

За останній час для розрахунку КІН у двовимірних і тривимірних тілах з нескрізними, еліптичними і напівеліптичними тріщинами застосовують метод вагових функцій [19], оснований на роботах Х. Ф. Бюкнера і Дж. Райса.

Для швидкого, проте недостатньо точного аналізу поверхневих тріщин в пружних і пружнопластичних тілах, застосовують наближені методи, основані на моделях у вигляді лінійних пружин [13], граничної інтерполяції [73] та ін.

Для отримання високої точності оцінювання КІН для поверхневих тріщин, контур яких описується математично, застосовують метод альтернування [21], що відноситься до методів суперпозиції аналітичного і скінчено-елементного рішень.

На практиці найважливішими є задачі про поверхневі тріщини типу I (рис. 1.4), оскільки значна частина елементів конструкцій руйнується у випадку, якщо береги тріщини перпендикулярні площині тріщини. Дж. Ньюмен (J. Newman Jr.) та І. Раджу (I. Raju) [22] методом скінчених елементів визначили КІН вздовж контуру для поверхневих, зокрема півеліптичних тріщин. Ці результати є загальновизнаними та найбільш прийнятними для такого класу тріщин.

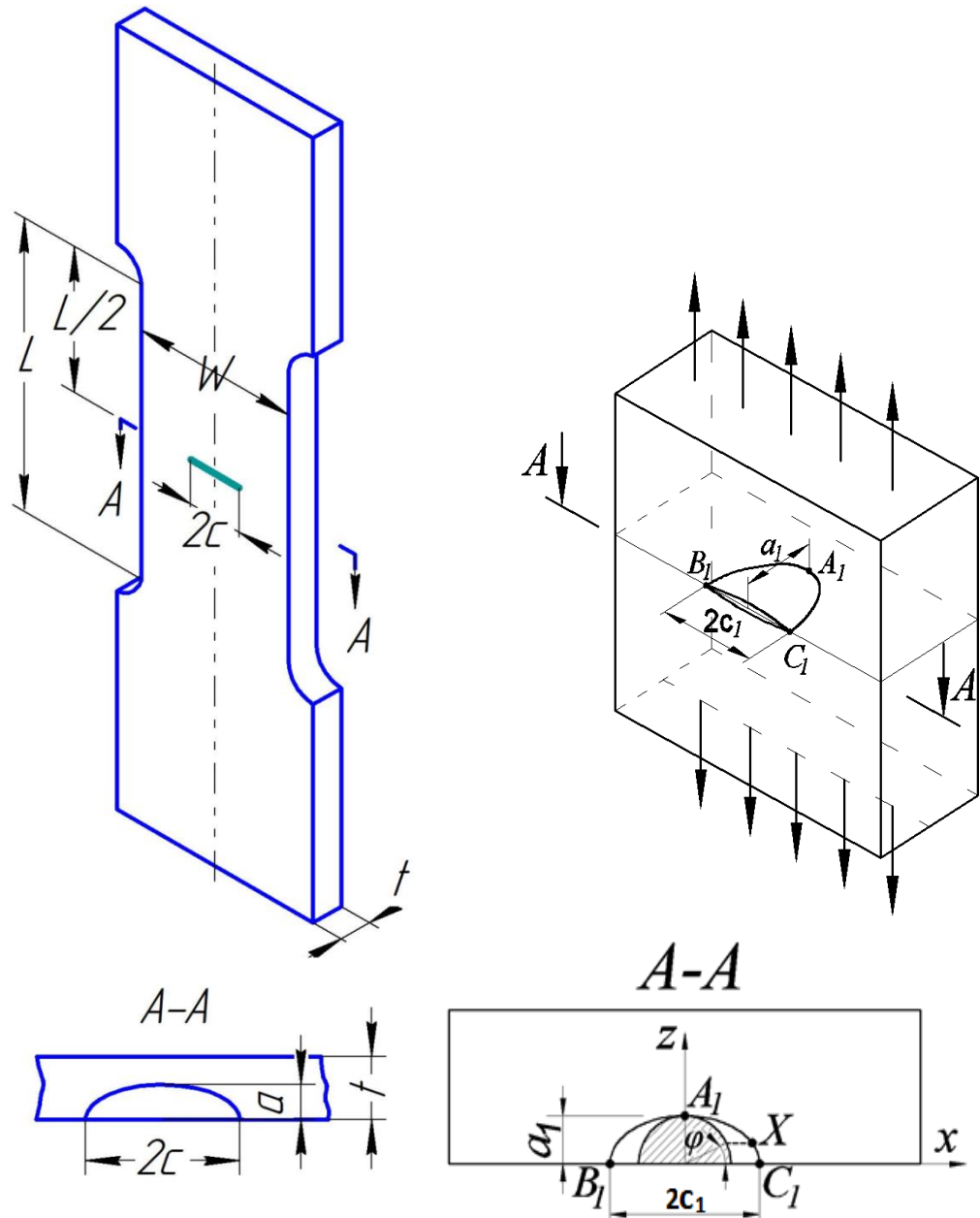


Рисунок 1.4. Поверхнева півеліптична тріщина у пластині скінченних розмірів.

Зокрема, для пластин під дією напруження розтягу ними отримано емпіричні залежності, що найкраще описують КІН K_I вздовж контуру поверхневих півеліптичних тріщин:

$$K_I = \sigma_n \cdot \sqrt{\pi \frac{a}{Q}} \cdot F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{W}, \varphi\right), \quad \begin{aligned} 0 \leq \frac{a}{c} \leq 2 \\ \frac{c}{W} < 0,5 \\ 0 \leq \varphi \leq \pi \end{aligned} \quad (1.7)$$

де K_I – КІН K_I ;

σ_n – нормальні напруження;

a, c, t, W – геометричні розміри зразка (рис. 1.4);

φ – параметричний кут, за яким визначають координати лінії фронту поверхневої півеліптичної тріщини;

Q – параметр форми поверхневої півеліптичної тріщини, що визначається за наближеною формулою:

$$Q = 1 + 1,464 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)^{1,65}$$

$$\left(\frac{a}{c}\right) \leq 1$$

(1.8)

Формула F записується як:

$$F = \left[M_1 + M_2 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 + M_3 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] \cdot f_\varphi \cdot g \cdot f_W$$

(1.9)

де:

$$M_1 = 1,13 - 0,09 \cdot \left(\frac{a}{c}\right)$$

$$M_2 = -0,54 + \frac{0,89}{0,2 + \frac{a}{c}}$$

$$M_3 = 0,5 - \frac{1,0}{0,65 + \frac{a}{c}} + 14 \cdot \left(1,0 - \frac{a}{c}\right)^{2,4}$$

$$g = 1 + \left[0,1 + 0,35 \cdot \left(\frac{a}{t}\right)^2 \right] \cdot (1,0 - \sin \varphi)^2$$

$$f_\varphi = \left[\left(\frac{a}{c}\right)^2 \cos^2 \varphi + \sin^2 \varphi \right]^{1/4}$$

$$f_W = \left[\cos \left(\frac{\pi c}{2W} \sqrt{\frac{a}{t}} \right) \right]^{-1/2}$$

Наведені апроксимаційні залежності визначають КІН з похибкою менше 5% [9] і ввійшли в Стандарти ASTM E740-88, а згодом ASTM E740 / E740M-03 (2016) [23].

1.3. Аналіз кінетики розвитку поверхневих тріщин після впливу перевантаження розтягом та методи його оцінювання.

При експлуатації машин і конструкцій на них діють навантаження, які проводять часто до миттєвої чи монотонної зміни напружень. Найпростіші прояви таких змін – пікові одноразові перевантаження, циклічні перевантаження чи недовантаження певної тривалості, програмне навантаження та ін. Численні дослідження [24-26] свідчать про значені перехідні ефекти, що ускладнюють оцінку ресурсу роботи виробів з тріщинами. Особливо дане питання є актуальним при наявності в елементах конструкцій поверхневих тріщин.

Найпростіший випадок одноразового перевантаження розтягом найдетальніше вивчений для наскрізних тріщин і дає уявлення про ймовірні тенденції і механізми, що притаманні складнішим перехідним процесам при втомі матеріалів. Встановлено, що інтенсивне перевантаження розтягом елемента з тріщиною, суттєво сповільнює її ріст, якщо рівень подальшого циклічного навантаження в 1,3 і більше разів (для алюмінієвих сплавів) та $\geq 1,4$ рази (для сталей) є нижчим рівня перевантаження. Очевидним є також те, що зі збільшенням рівня перевантаження кількість циклів затримки N_D збільшується, а також те, що для багатьох алюмінієвих сплавів при коефіцієнті перевантаження $Q_{OL} = K_{OL}/K_{BL}$ (або $Q_{OL} = \Delta K_{OL}/\Delta K_{BL}$) = 2,3...3,0 ріст тріщини повністю припиняється, у той час як для конструкційних сталей цей поріг піднімається до 3,2...4,0 [1, 28]. Це явище має велике практичне значення для розробки методів оцінки живучості при нерегулярному навантаженні, зокрема при обґрунтуванні режимів опресування при випробуваннях чи монтажі з метою підвищення надійності елементів машин і конструкцій. Кількість циклів сповільненого росту тріщини N_D для наскрізних тріщин залежить від параметрів перевантажувального циклу K_{OL} і основного (базового) рівня навантаження K_{BL} ; вихідних механічних характеристик матеріалу; його

структурного стану; товщини матеріалу; властивостей зміцнення і знеміцнення металу при пластичному деформуванні; ступеня стисненості деформацій; навколишнього середовища та ін. [1,27].

Вплив наведених вище факторів на величину затримки N_D росту втомної тріщини після перевантаження є неоднозначним. Розглянемо для прикладу вплив товщини взірців з алюмінієвих сплавів та низьколегованої сталі на значення затримки N_D після перевантаження розтягом. Так, для алюмінієвого сплаву 2024-T3 (аналог Д16) [28] з механічними характеристиками $\sigma_{0,2} = 362$ МПа; $\sigma_u = 495$ МПа збільшення товщини пластин з 1,6 мм до 3,2 мм і далі до 26,0 мм приводить до суттєвого (у 3-5 разів) зменшення періоду затримки N_D росту втомної тріщини після перевантаження розтягом $Q_{OL} = 1,5; 1,8; 2,0$ та для чотирьох рівнів базового циклічного навантаження $\Delta K_{BL} = 9,0; 15,0; 20,0; 23,0$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$. Також у всіх випадках спостерігається ріст N_D зі збільшенням ΔK_{BL} .

Вплив перевантаження розтягом $Q_{OL} = 2,0$ на затримку росту втомної тріщини у взірцях різної товщини $t = 2,0; 4,0; 9,0$ та $18,0$ мм зі сталі НТ-80 ($\sigma_{0,2} = 665$ МПа; $\sigma_u = 811$ МПа) є не таким однозначним, як в алюмінієвих сплавах (рис. 1.5) [28]. При $\Delta K_{BL} = 20,0$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$ товщина прокату практично не впливає на затримку росту втомної тріщини, а при більших ΔK_{BL} (до $\Delta K_{BL} = 50,0$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$) збільшення товщини взірців від 2 до 18 мм зменшує затримку N_D у 5 разів. Крім цього, при малій товщині $t = 2$ мм, коли реалізується плоский напружений стан, затримка росту втомної тріщини збільшується зі збільшенням ΔK_{BL} . У той же час, коли наскрізна тріщина розповсюджується в умовах, близьких до плоскої деформації ($t = 18$ мм), N_D зменшується при збільшенні рівня базового циклічного навантаження ΔK_{BL} . Також існує деяка область товщин $t = 4 \div 8$ мм досліджуваної сталі НТ-80, для яких затримка N_D після перевантаження Q_{OL} практично не залежить від товщини прокату. Така невизначеність впливу різних факторів на швидкість росту втомної тріщини після перевантаження викликає необхідність додаткових досліджень матеріалів

та розробки розрахунково-експериментальної методики прогнозування живучості елементів конструкцій за наявності перевантажувальних циклів.

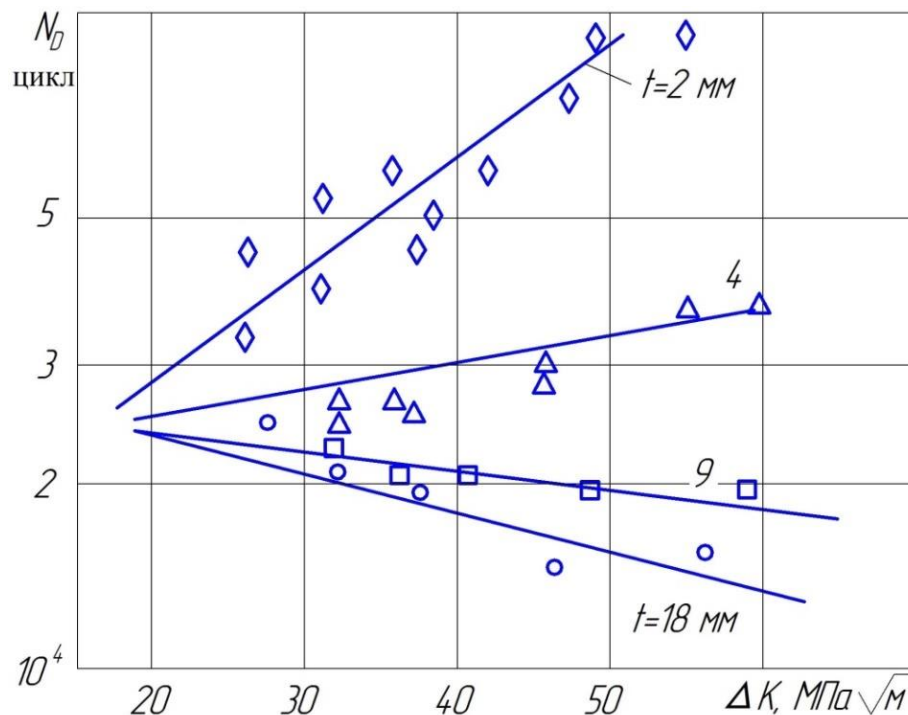


Рис. 1.5. Залежність затримки росту тріщини N_D від розмаху КІН ΔK та товщини t для сталі НТ-80 при перевантаженні $Q_{OL} = 2,0$

Результати щодо впливу перевантаження на кінетику росту поверхневої тріщини вперше були представлені у роботі [29].

Випробування були проведені на зразках зі сталі BS 4360 50B ($\sigma_y = 352$ МПа; $\sigma_u = 519$ МПа) з розмірами півосей $a = 3,8$ мм; $c = 4,0$ мм; $a/c = 0,95$ у момент дії перевантаження $Q_{OL} = 2,0$. Зазначено, що зразу після прикладання перевантаження швидкість росту тріщини миттєво зросла через розриви в усті тріщини (досліджувався розвиток поверхневої тріщини у двох напрямках на поверхні (піввісь c) та у напрямку глибини (піввісь a)). Далі спостерігалась затримка розповсюдження поверхневої тріщини вздовж характерних напрямків a та c . Встановлено [29], що затримка N_D на поверхні є суттєвішою, ніж при розвитку в глибину a . При цьому співвідношення півосей a/c дещо зменшується (до 2%) у порівнянні з півеліптичною тріщиною, що розвивається з постійною

амплітудою навантажень. При збільшенні швидкості росту тріщини від мінімальних значень відбуваються суттєвіші зміни параметра a/c від 0,92 до 1,18 (максимальне відхилення). Це пов'язане з тим, що затримка росту РВТ у напрямку a є меншою, ніж у напрямку c . Автори це пояснюють зміною жорсткості напружено-деформівного стану вздовж фронту півеліптичної тріщини (від плоско-напруженого на поверхні до плоскої деформації для найглибшої точки контуру). Вийшовши з області впливу перевантажень у напрямку глибини a сповільнюється і, навпаки, пришвидшується у напрямку c . Коефіцієнт форми контуру a/c повертається до стабільних значень. Зміна форми тріщини через дію перевантаження впливає на зміну КІН K_I на поверхні (до 30%) і до 7% у напрямку глибини a у порівнянні з формою поверхневої півеліптичної тріщини, для якої рівними є коефіцієнти інтенсивності напружень на поверхні і в середній точці фронту тріщини. Взявши за основу отримані у роботі [29] експериментальні дані, автори [30, 133] здійснили моделювання процесу перевантаження на кінетику росту поверхневих тріщин. Моделювались поверхневі тріщини тільки канонічної форми і не розглядались поверхневі тріщини зі складним за геометрією контуром.

Подібні експериментальні результати про вплив одноразового перевантаження $Q_{OL} = 1,4; 1,7; 2,0$ на затримку та кінетику форми поверхневої тріщини отримано у роботі [31]. Зразки виготовлені зі сталі AISI 4130 ($\sigma_y = 415$ МПа; $\sigma_u = 559$ МПа; товщина зразка $t = 11$ мм). Поверхневі півеліптичні тріщини в момент перевантаження мали розміри $a = 3,8$ мм; $c = 4,5$ мм; $a/c = 0,84$.

Результати досліджень впливу одноразових перевантажень на розвиток поверхневих тріщин з початковими параметрами $a = 1,0$ мм; $c = 3,33$ мм; $a/c = 0,3$ (сталь 15X2МФА; $\sigma_{0,2} = 583$ МПа; $\sigma_u = 700$ МПа; товщина зразків $t = 25,0$ мм) [26]. Коефіцієнти перевантажень змінювались від 1,5 до 2,5. Встановлено, що для найглибшої точки фронту тріщини затримка росту тріщини після прикладання перевантаження розтягом є значно меншою, ніж для поверхневих точок. Автори пов'язують це зі змінюваністю жорсткості напружено-

деформівного стану вздовж фронту тріщини. Проте для тріщин з невеликим співвідношенням a/c суттєво відрізнятимуться КІН для характерних точок (найглибшої та поверхневих) фронту тріщини. Зміна розмаху КІН поряд із змінюваною жорсткістю НДС по товщині зразка впливатимуть на затримку росту вказаних точок фронту тріщини.

Отже, вплив перевантажень на затримку росту поверхневих тріщини є ідентичним до наскрізних [10, 26], але розгляд цього процесу ускладнюється додатковими чинниками, що є характерними для поверхневих тріщин. Одним з чинників є змінюваність форми поверхневої тріщини, що характеризуються співвідношенням її півосей a/c [10].

При цьому розрізняють енергетично стабільний контур [10], коли КІН по фронту втомної тріщини в процесі її розвитку набувають практично однакових значень (при $a/c \approx 0,8$), та енергетично нестабільний контур з суттєво відмінними значеннями КІН вздовж фронту. До таких тріщин належать і поверхневі тріщини зі складним за геометрією контуром [33], які можуть утворюватись при об'єднанні менших макротріщин, наприклад, в зонах зварних швів [34]. Вплив перевантажень на затримку росту таких тріщин не досліджено.

Іншим фактором, характерним для поверхневої тріщини є наявність змінюваної жорсткості напружено-деформівного стану вздовж фронту тріщини, коли ріст поверхневих та приповерхневих точок при циклічному навантаженні реалізується в умовах плоского напруженого стану, а для точок, що знаходяться у найглибшій ділянці контуру – в умовах плоскої деформації. Цей фактор має суттєвий вплив на затримку росту тріщини після перевантаження розтягом [26].

Ефективними методами підвищення довговічності елементів конструкцій при циклічному навантаженні є поверхневе наклепування, технології попереднього пластичного деформування, мікробибухова обробка, перевантаження, які отримали широке розповсюдження в машинобудуванні [34]. При застосуванні таких методів створюються сприятливі поля залишкових стискаючих напружень. Ефективність дії залишкових стискаючих напружень залежить від багатьох факторів: від рівня номінальних робочих напружень,

величини коефіцієнта концентрації напружень в зоні конструктивного концентратора напружень, відносних параметрів тріщини. Зазначається, що довговічність зразків наявними тріщинами глибиною до 1,5 мм при проковці пневмомолотком підвищується у 10 разів, при тріщинах глибиною до 3 мм – до 2,5 разів, при глибині тріщин до 5 мм застосування зміцнюючої технології є неефективним [34]. На рис. 1.6 [10] представлено незвичні форми поверхневих тріщин при циклічному випробуванні зразків розміром 790x200x40 мм при чистому згині. Зразки виготовлені з низьколегованої сталі з границею текучості 275 МПа і піддавались холодному опресуванню (cold working treatment). Спостерігалось суттєве підвищення живучості зразків. Крім цього, аналіз форми контурів поверхневих тріщин свідчить, що дія залишкових стискувальних напружень полягає у сповільненні швидкості росту тріщини в області їх впливу (на поверхні та приповерхневій зоні) у порівнянні з іншою частиною контуру, в результаті, крім абсолютної зміни параметрів тріщин, відбувається і їх відносна зміна. Це пов'язано з тим, що залишкові стискаючі напруження на поверхні зразка приводять до зміни коефіцієнта форми як поверхневих, так і кутових тріщин.

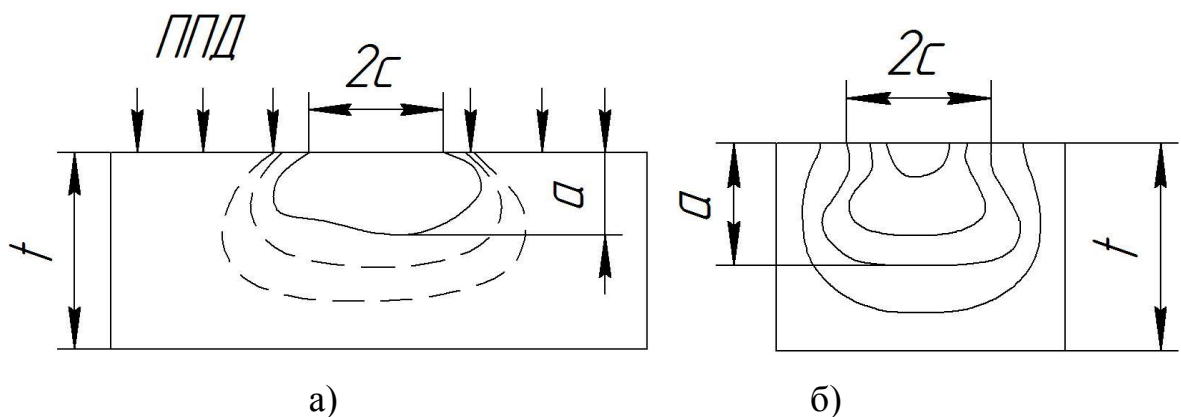


Рис. 1.6. Вплив поверхневої обробки (а) та наводнення металу (б) на кінетику поверхневих тріщин в пластинах

Таким чином, в полях залишкових стискаючих напружень (рис. 1.6) деякі частини контуру поверхневої тріщини можуть частково загальмувати або

повністю призупинити свій розвиток, що й приводить до нестандартних форм контуру тріщини.

При прогнозуванні довговічності за змінної амплітуди навантаження необхідно вирішувати ряд задач, зокрема схематизації спектрів навантаження, врахування перехідних процесів, що реалізуються у вершині тріщини при чергуванні циклів різної амплітуди, моделювання процесу розповсюдження тріщин в елементах машин і конструкцій.

Відомо, що перевантаження ускладнюють задачу прогнозування довговічності у порівнянні з постійною амплітудою циклічного навантаження [24, 26]. Для розв'язання цієї проблеми запропонована значна кількість детерміністичних моделей (рис. 1.7), класифікація яких запропонована в [32, 35].

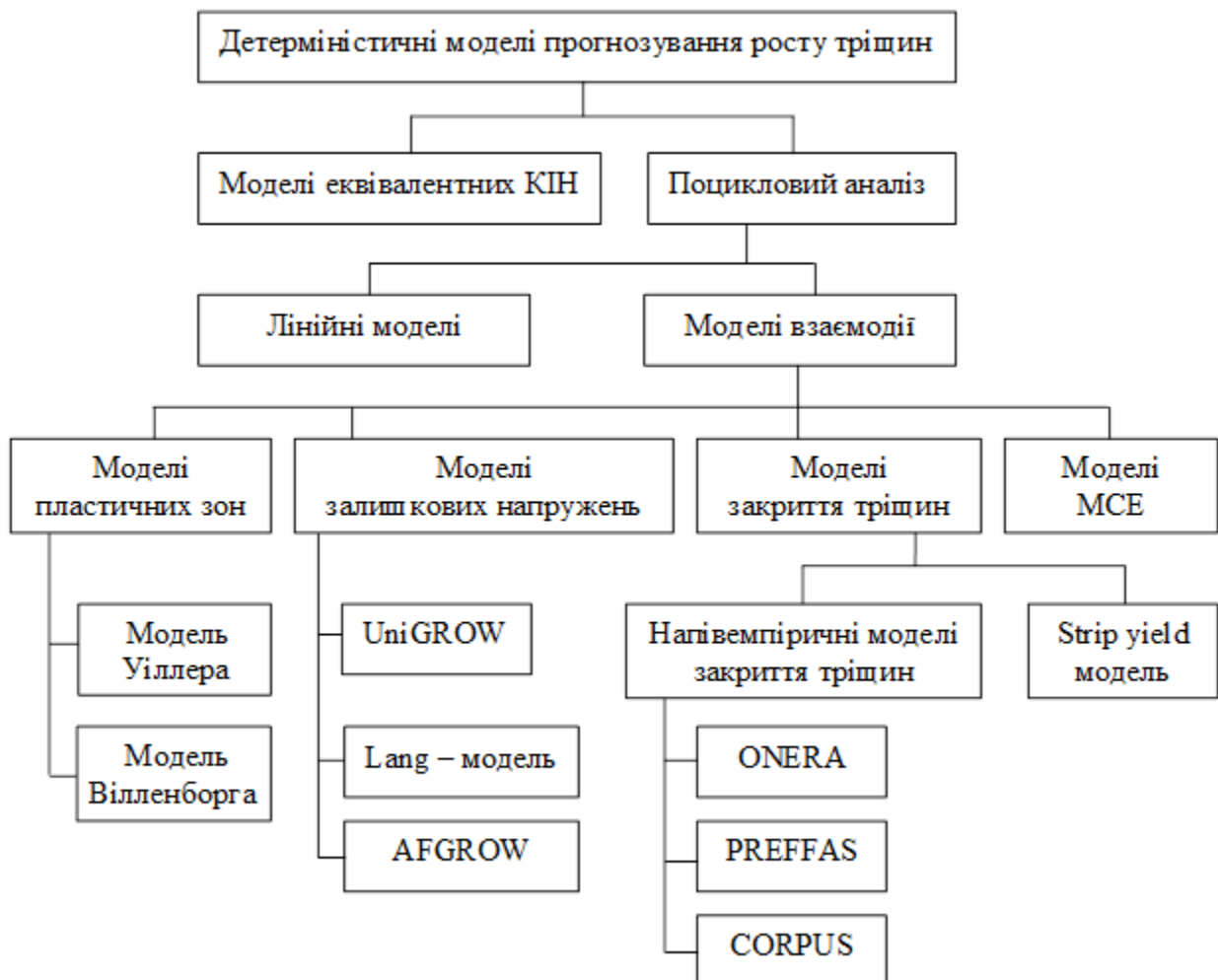


Рис. 1.7. Детерміністичні моделі прогнозування росту тріщин

Найперші моделі, створені для оцінки ефектів перевантаження, були запропоновані Willenborg, 1971; Wheeler, 1972; Elber, 1972; Newman (1981). Зазначені моделі, що оцінюють затримку росту тріщини достатньо добре описані [24, 32, 35, 36] і класифікуються за трьома основними категоріями: моделі пластичних зон, моделі закриття тріщин та моделі МСЕ. Моделі пластичних зон основані на припущенні, що затримка росту тріщини пов'язана з пластичною зоною, утвореною після циклу перевантаження. Залишкові стискаючі напруження, що утворюються в цій зоні, зменшують величину робочих напружень, що й затримує ріст тріщини. Моделі закриття тріщини основані на припущенні, що береги тріщини замкнуться при вищому значенні навантаження розтягом. При цьому зменшення розмаху ΔK приведе до зниження швидкості росту втомної тріщини.

Розвиток зазначених простих моделей розглядається у роботах Huang [37-39], а також в роботах Mikhieevskiy і Glinka, 2009 [93]; Yuen і Taheri, 2006 [114]; Shin і Hsu, 1993 [121], що проаналізовані в [36].

Однією з комерційних програм для прогнозування росту поверхневих тріщин з перевантаженнями є AFGROW, у якій закладено моделі FASTRAN, Hsu, Wheeler узагальнена модель Willenborg, деформаційна модель. Проте ці моделі потребують подальшого розвитку, особливо при розгляді поверхневих тріщин зі складним за геометрією контуром.

1.4. Висновки до розділу 1

Як показує аналіз публікацій, присвячений розповсюдженню поверхневих тріщин, досконала теорія, яка б описувала цей процес, відсутня. Завдання суттєво ускладнюється при розгляді кількох поверхневих тріщин, що знаходяться близько одна від одної і зазнають взаємного впливу. При циклічному навантаженні такі тріщини підростають, об'єднуючись між собою. Аналіз існуючих стандартів вказує на консервативність підходу, коли стадією злиття поверхневих тріщин нехтують. Це в значній мірі пояснюється

відсутністю методів, які б адекватно оцінювали КІН в зоні злиття тріщин. Іншою проблемою є оцінка довговічності за впливу перевантажень розтягом. Численні методи та методики не дозволяють обґрунтовано оцінити залишковий ресурс елементів конструкцій з врахуванням впливу перевантажень, особливо для поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру. Тому досить актуальною є задача встановлення закономірностей розвитку поверхневих тріщин при їх злитті, а також при перевантаженнях, моделювання цих процесів, а також розробка методів їх оцінювання.

РОЗДІЛ 2. МЕТОДИКА ОБЧИСЛЕННЯ КОЕФІЦІЄНТІВ ІНТЕНСИВНОСТІ НАПРУЖЕНЬ ДЛЯ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН ТА ТРІЩИН ЗІ СКЛАДНОЮ КОНФІГУРАЦІЄЮ

2.1. Розробка алгоритму скінчено-елементного моделювання поверхневих півеліптичних тріщин (канонічної форми) та зі складною конфігурацією контуру (поверхневих тріщин неканонічної форми).

Аналіз методів оцінки КІН (розділ 1) показує, що до теперішнього часу не отримано аналітичних рішень КІН вздовж контуру еліптичної чи півеліптичної тріщини, що розташовані в елементі скінчених розмірів.

Розв'язання задач механіки руйнування пов'язане з певними труднощами, які спричинені сингулярністю біля вершини тріщини. Досить часто це не дозволяє отримати аналітичні рішення з оцінки КІН для тріщин в об'єктах з до простою геометрією та умовами навантаження. У цьому випадку застосовують чисельні методи, серед яких за останній час найбільш дієвим є метод скінчених елементів.

В основі будь-якого розрахунку методом скінчених елементів (МСЕ) [44, 48] лежить розрахункова схема (рис. 2.1), що включає опис геометрії об'єкта, його механічні характеристики і опис граничних та початкових умов у вигляді сукупності можливих обмежень, а також прикладених навантажень.

Потім, у результаті розрахунку, на основі прийнятої фізичної моделі матеріалу, обчислюються вихідні параметри моделюючого експерименту, наприклад коефіцієнти інтенсивності напружень.

Вирішення задач механіки деформівного твердого тіла із застосуванням методу скінчених елементів при наявності поверхневої тріщини в об'єкті зводиться до виконання таких основних етапів:

перший – узагальнена постановка задачі (тип вирішення, загальний вид моделі, навантаження, що діють на об'єкт та ін.);

другий – створення геометрії моделі, придатної для використання в МСЕ;

третій – створення сітки скінчених елементів для побудованої геометрії;
 четвертий – створення поверхневої тріщини заданої конфігурації та інтегрування її в об'єкт на сітковому рівні;
 п'ятий – задання для моделі з тріщиною крайових умов та навантаження;
 шостий – чисельний розв'язок задачі;
 сьомий – аналіз КІН по контуру поверхневої півеліптичної тріщини з представленням за допомогою інструментів візуалізації.



Рис. 2.1. Основний алгоритм визначення КІН для поверхневих тріщин канонічної та неканонічної форм методом скінчених елементів

Питання створення якісної і водночас раціональної сітки у вказаному алгоритмі є ключовим при вирішенні задач механіки деформівного твердого

тіла з тріщинами. Якість розрахункової сітки впливає на збіжність процесу, а її раціональність – на час, необхідний для розв'язку.

Загальноприйнята процедура розв'язку задач механіки руйнування для об'єктів з поверхневими тріщинами МСЕ зводиться до генерування трьох видів сіток [51, 83, 131]: початкової (глобальної) для всього об'єкта, локальної сітки з поверхневою тріщиною, яка інтегрується в об'єкт, та сітки скінчених елементів в перехідній зоні (рис. 2.2).

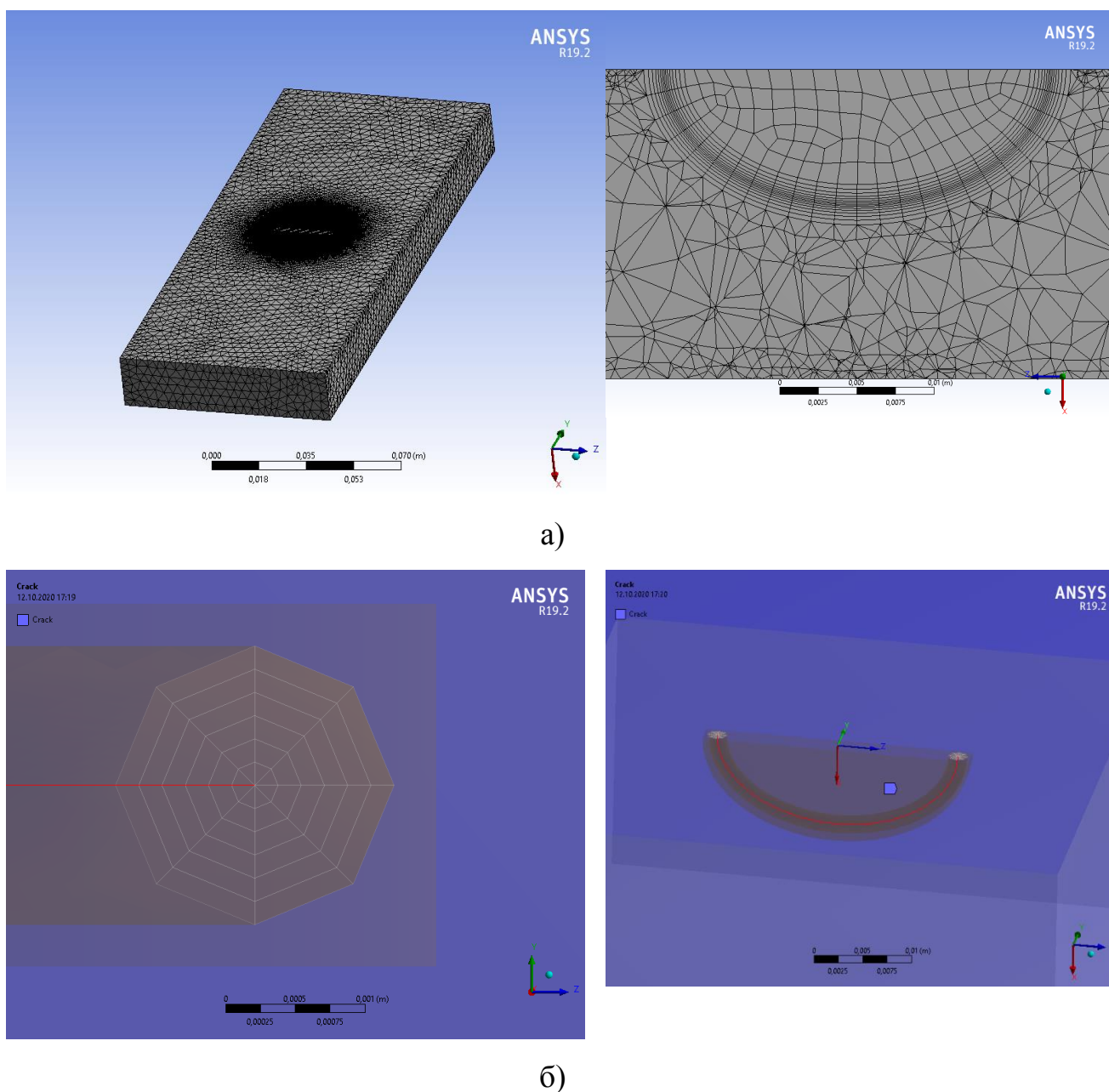


Рис. 2.2. Модель пластини з поверхневою тріщиною:

а – області з глобальною, локальною та перехідною сітками скінчених елементів; б – контур навколо фронту поверхневої тріщини.

Найскладнішим етапом моделювання є побудова сітки скінчених елементів вздовж контуру поверхневої тріщини. Існує два основних підходи для побудови скінчено-елементної моделі в області тріщини [40].

Перший полягає в застосуванні спеціальних (сингулярних) елементів, що оточують фронт поверхневої тріщини біля її вершини. Спеціальними їх називають тому, що при обчисленні матриці жорсткості в них задаються спеціальні функції переміщень, що містять член, пропорційний \sqrt{r} . Їхньою особливістю, у порівнянні зі звичайними скінченими елементами, є зміщення проміжних вузлів на чверть довжини сторони у бік вершини тріщини. Такі елементи мають особливості виду $O(r^{-1/2})$ для напружень, досить добре описують зміни напружень і переміщень у вершині тріщин, повністю сумісні зі звичайними квадратичними елементами і відображають зміщення тіла як цілого, і для них залишаються справедливими теореми про збіжність рішення до точного для звичайних елементів. Сингулярні елементи дозволяють враховувати особливості розподілу напружень у вершині тріщини.

Через обмежену доступність комп'ютерних програм, що містять ці спеціальні елементи [14], застосовують стандартні елементи, що є доступними у більшості загальноцільових комерційних програм МСЕ. Дослідження показують [14, 41-43], що для досягнення за допомогою цих елементів прийнятних рішень необхідний високий ступінь подрібнення сітки (особливо при лінійних елементах) і точність рішення суттєво залежить як від розмірів і форми елементів так і від загальної конфігурації сітки.

Другий підхід для побудови сітки скінчених елементів використовує розбиття всієї досліджуваної області звичайними скінченими елементами із суттєвим згущеннями сітки при наближенні до фронту поверхневої тріщини. Згущену сітку, що оточує фронт тріщини, називають локальною. При застосуванні такого підходу немає необхідності створювати сингулярні скінченні елементи, що є його суттєвою перевагою. Тому, саме другий підхід застосовують у новіших версіях ANSYS для побудови сітки скінчених

елементів навколо фронту поверхневої тріщини з метою обчислення J-інтеграла та КІН. Для цього проводять інтегрування по кількох контурах, які оточують вершину тріщини (рис. 2.2 та 2.3). Збіжність рішення досягається після інтегрування.

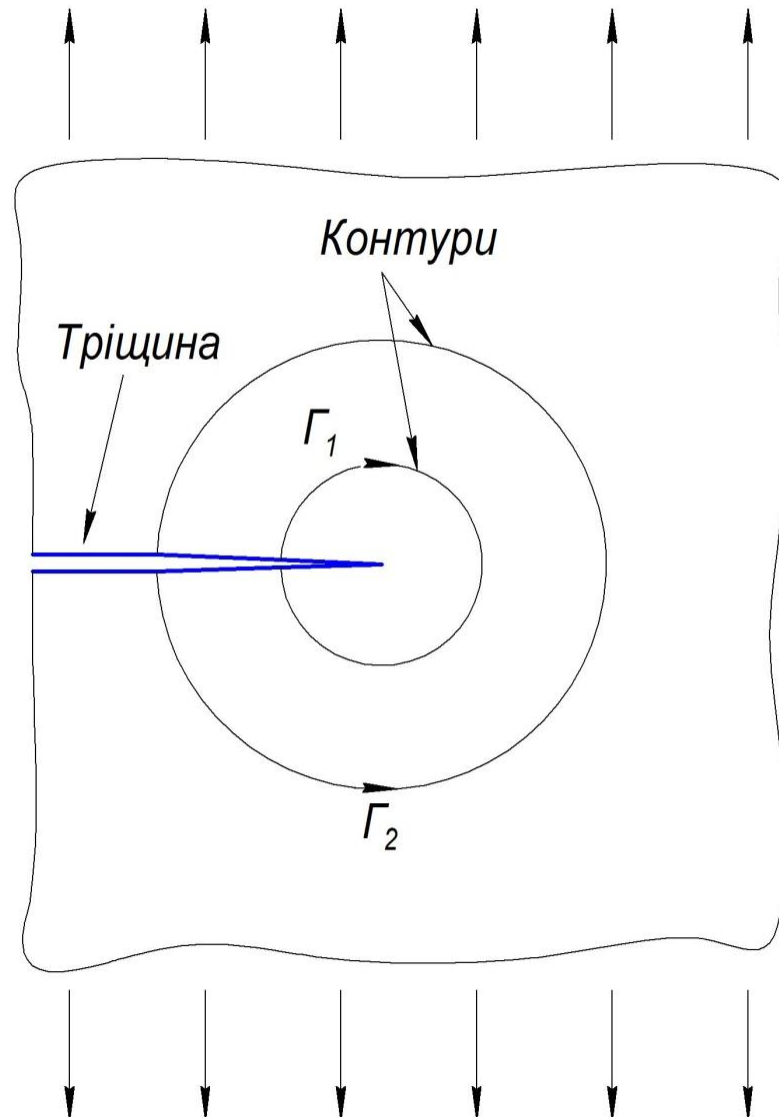


Рис. 2.3. Контури інтегрування, що оточують вершину тріщини

Застосування такого підходу робить розрахунок більш незалежним від впливу розміру елемента та параметрів зони сингулярності в околі фронту поверхневої тріщини [44, 86].

Зазначимо, що КІН K_I по фронту поверхневої тріщини визначали способом інтегрування по контурах, що оточують вершину тріщини. Для їх точного розрахунку необхідно коректно задати максимальний радіус

інтегрування, в межах якого будуть розташовані контури; їх число; кількість розбиттів контурів в коловому напрямку (Division) та кількість розбиттів вздовж фронту поверхневої тріщини (Crack Front Division) (рис. 2.2).

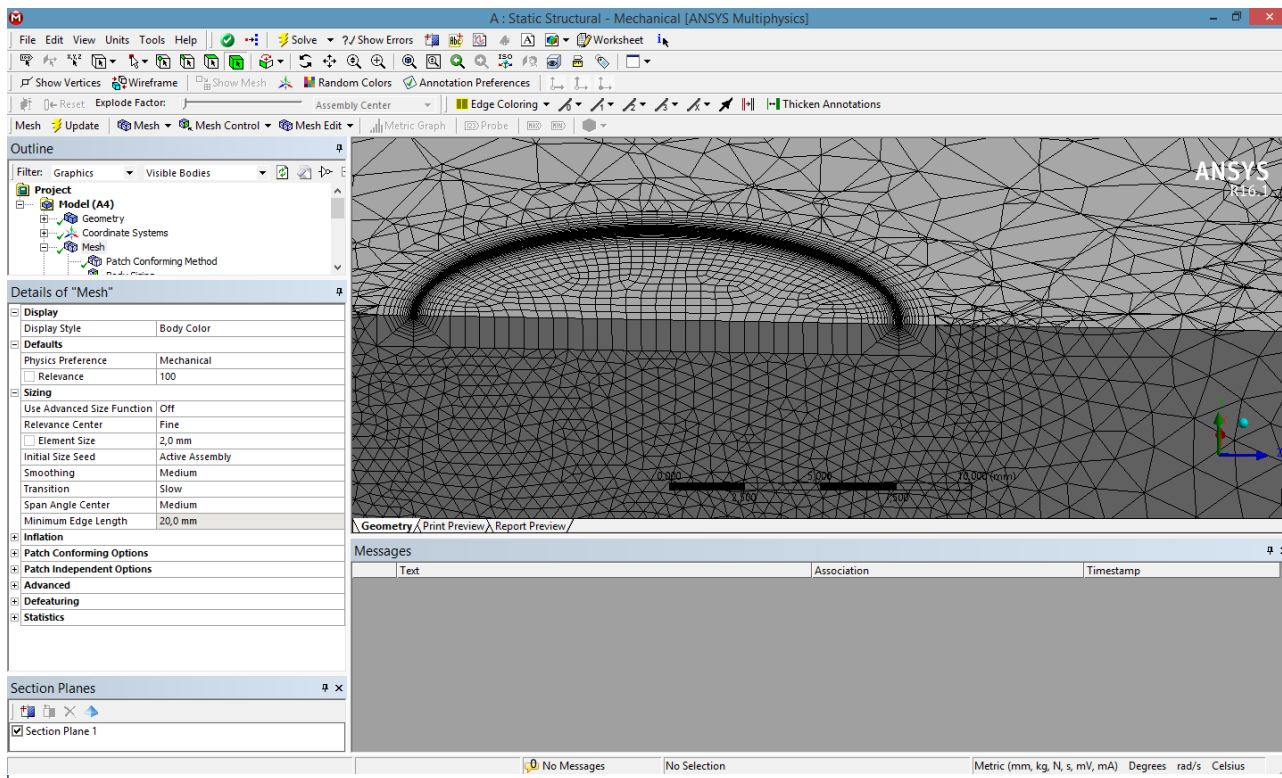
Для цього необхідно попередньо встановити мінімальний розмір скінченого елемента. Головною особливістю чисельного моделювання є необхідність врахування значного градієнта напружень та деформацій у безпосередній близькості до вістря тріщини. Ця зона повинна бути розбита на скінчені елементи дуже малих розмірів. Вибір мінімального елемента, а також максимального радіуса інтегрування пов'язують з розміром поверхневої тріщини [46] або ж її пластичної зони [45, 46].

У роботі [44] при моделюванні сітки скінчених елементів для поверхневої тріщини з метою визначення КІН методом інтегрування контурів мінімальний розмір скінченого елемента розглядався як співвідношення його розміру до глибини поверхневої тріщини. Діапазон цих співвідношень складав $1/15 \div 1/80$.

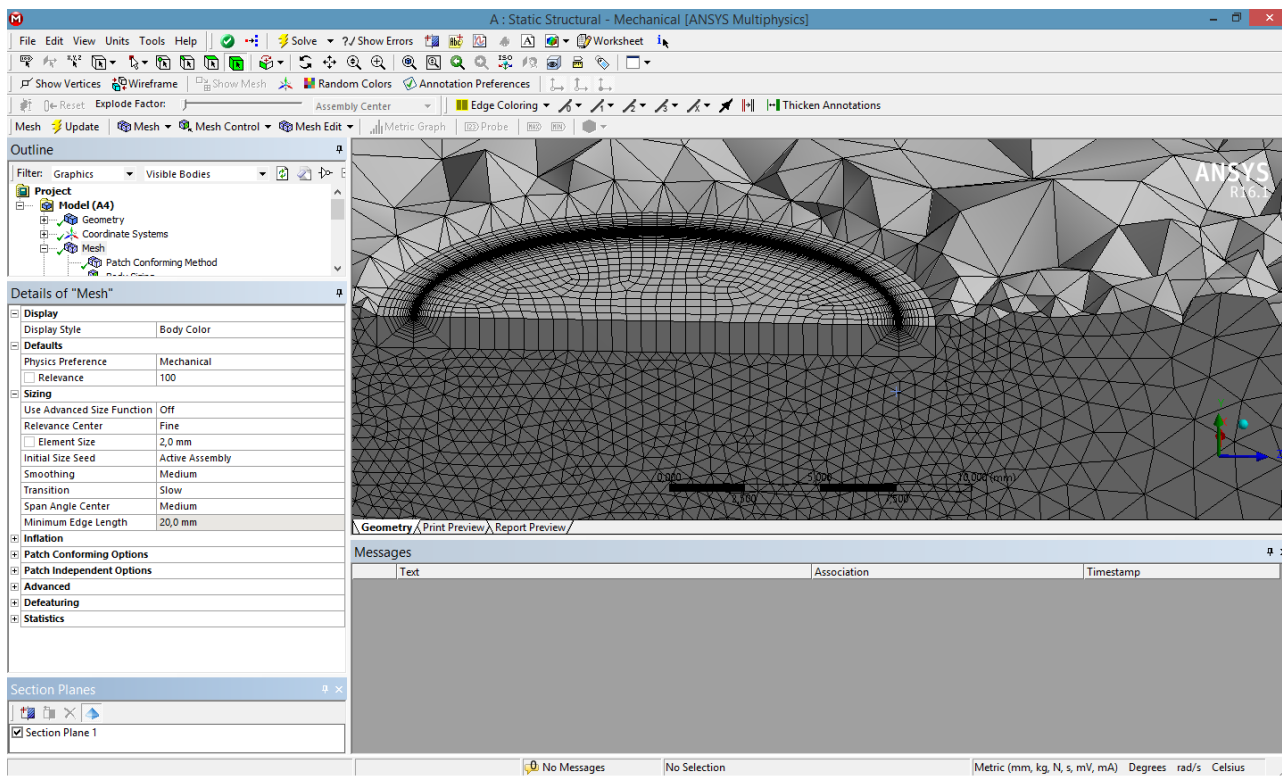
Зазначимо, що при моделюванні поверхневої тріщини точність отриманих значень КІН по фронту тріщин забезпечуватиметься не лише мінімальним розміром скінчених елементів, але й одночасним вибором кількості контурів інтегрування та числом секторів, на які розбиваються контури в коловому напрямку (рис. 2.2).

Також точність рішення залежатиме від кількості точок, на які умовно розбивається криволінійний фронт поверхневої тріщини [47]. На рис. 2.4, а представлено фрагмент сітки скінчених елементів, частково їх топологію (рис. 2.4, б).

При подальшому збільшенні (рис. 2.5) чіткіше видно переріз контурів, по яких здійснюють інтегрування (вони обов'язково повинні розташовуватися в межах локальної сітки біля вістря тріщини), а також перехід від локальної сітки скінчених елементів до буферної і далі до глобальної сітки скінчених елементів.



a)



б)

Рис. 2.4. Фрагменти скінчено-елементної моделі пластини з поверхневою півеліптичною тріщиною:

а – сітка скінчених елементів; б – топологія скінчених елементів.

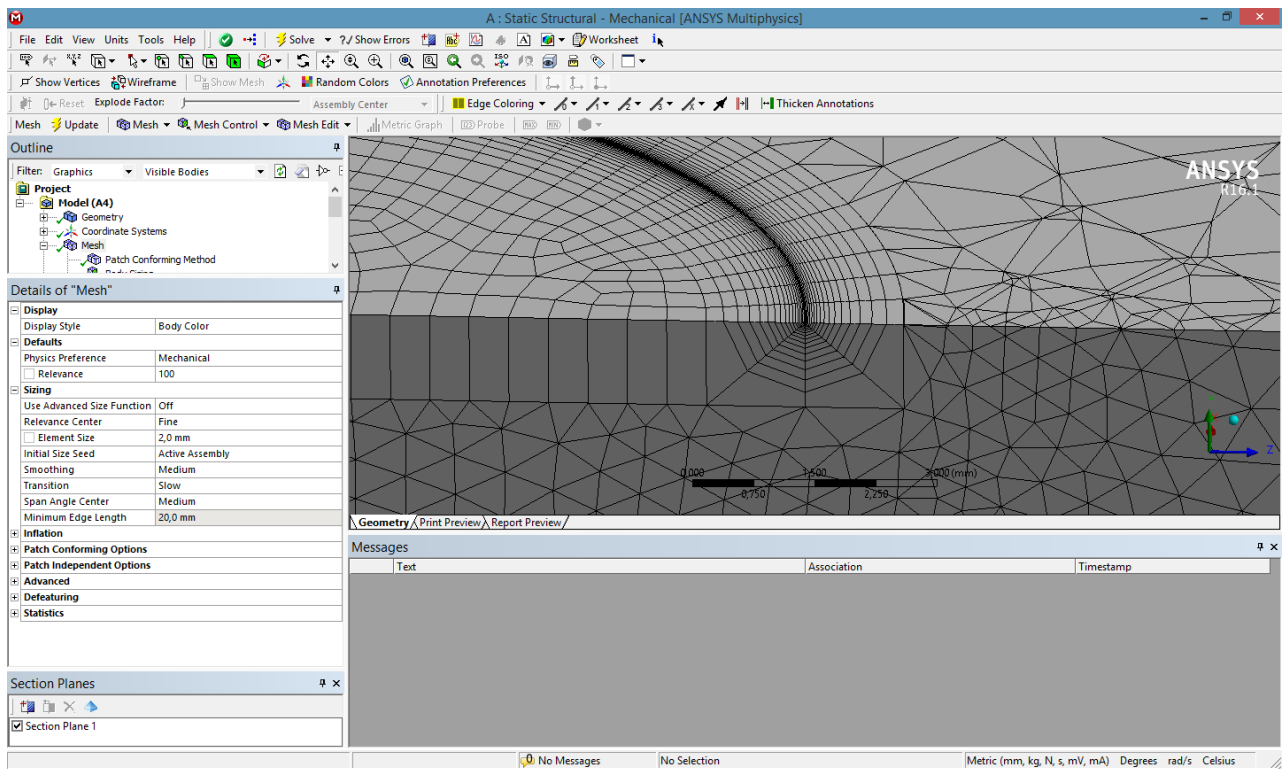


Рис.2.5. Контури інтегрування та їх розбиття на сектори в коловому напрямку

При інтеграції поверхневої тріщини у створену модель важливим є створення перехідної (буферної) області, яка містить поверхневу тріщину і відділяє область початкової (глобальної) сітки від області локальної сітки з тріщиною. У буферній зоні вихідні елементи глобальної сітки модифікуються для плавнішого спряження з сіткою тріщини (спочатку менші елементи в безпосередній близькості до сітки тріщини, далі – більші) (рис. 2.5).

Такий підхід дозволяє якісно моделювати такі дефекти як поверхневі півеліптичні тріщини. При недотриманні описаного алгоритму побудови моделі тіла з дефектом спостерігаються суттєві похибки отримуваних результатів.

2.2. Верифікація значень КІН K_I вздовж фронту поверхневих півеліптичних тріщин у пластині скінченних розмірів при розтягу

Моделювання поверхневих тріщин в об'єктах здійснювали засобами скінчено-елементного аналізу, який широко застосовується для вирішення

задач механіки деформівного твердого тіла та механіки конструкцій [48-50]. Зокрема, визначення КІН K_I вздовж фронту поверхневих півеліптичних тріщин канонічної та неканонічної форми у пластині скінченої форми при її розтягу здійснювалось за допомогою програмного комплексу ANSYS Workbench.

Досліджували поверхневі півеліптичні тріщини з різними співвідношеннями осей $a/c=0,2$; $a/c=0,6$; $a/c=1,0$ в пластині скінчених розмірів (рис. 2.6) під дією розтягуючих напружень.

На початковому етапі створювали тривимірну модель об'єкта (пластини скінчених розмірів). Наступним етапом моделювання передбачалось створення глобальної сітки скінчених елементів з визначенням розміру елементів цієї сітки та їх конфігурації.

Для створення розрахункової сітки об'єкта, як в автоматизованому режимі, так і в режимі безпосереднього керування, застосовують універсальний сітковий генератор ANSYS Meshing, який інтегрований в розрахункову платформу ANSYS Workbench. Зазначимо, що якісні інструменти створення розрахункової сітки, які є закладеними в програму ANSYS Workbench, дозволяють отримати швидкий та адекватний розв'язок при застосуванні належних методів при раціональному виборі сітки скінчених елементів.

Створивши раціональну сітку скінчених елементів в 3D-моделі об'єкта згідно з алгоритмом (рис. 2.1), інтегруємо поверхневу тріщину в об'єкт на сітковому рівні. Для цього створюємо геометрію поверхневої тріщини, задаючи розмір малої та великої півосі, що характеризують геометрію поверхневої півеліптичної тріщини (канонічної форми) або ж форму контуру поверхневої тріщин неканонічної форми. Далі, задаючись системою локальних координат, позиціонуємо поверхневу півеліптичну тріщину (або поверхневу тріщину неканонічної форми) в 3D-модель пластини.

На наступному етапі створюємо локальну сітку скінчених елементів, що огортає фронт поверхневої тріщини. При цьому забезпечуємо коректний перехід від локальної до глобальної сітки в буферній області (рис. 2.2).

За вказаною методикою моделювали параметри сітки скінчених елементів у пластині з поперечним перетином 80x20 мм з низьколегованої сталі 09Г2С з $\sigma_T = 380$ МПа [51]. Коефіцієнт Пуассона при пружному деформуванні становив $\nu = 0,3$; модуль пружності $E = 2 \cdot 10^5$ МПа. Визначення КІН K_I здійснювалось при напруженнях розтягу $\sigma = 300$ МПа.

У результаті обчислень отримано значення КІН вздовж контуру поверхневої тріщини $\varphi = 0 \dots 2\pi$ у 33 точках. На рис. 2.6 представлено результати розрахунку КІН для трьох випадків: $a/c=0,2$; $a/c=0,6$ та $a/c=1,0$ при фіксованому розмірі поверхневої напівеліптичної тріщини $2c=15$ мм. Зміна діапазону співвідношення півосей $a/c = 0,2 \div 1,0$ поверхневих півеліптичних тріщин охоплює практично весь діапазон тріщин з зазначеними параметрами, що зустрічаються в реальних конструкціях та деталях машин [2, 84, 85].

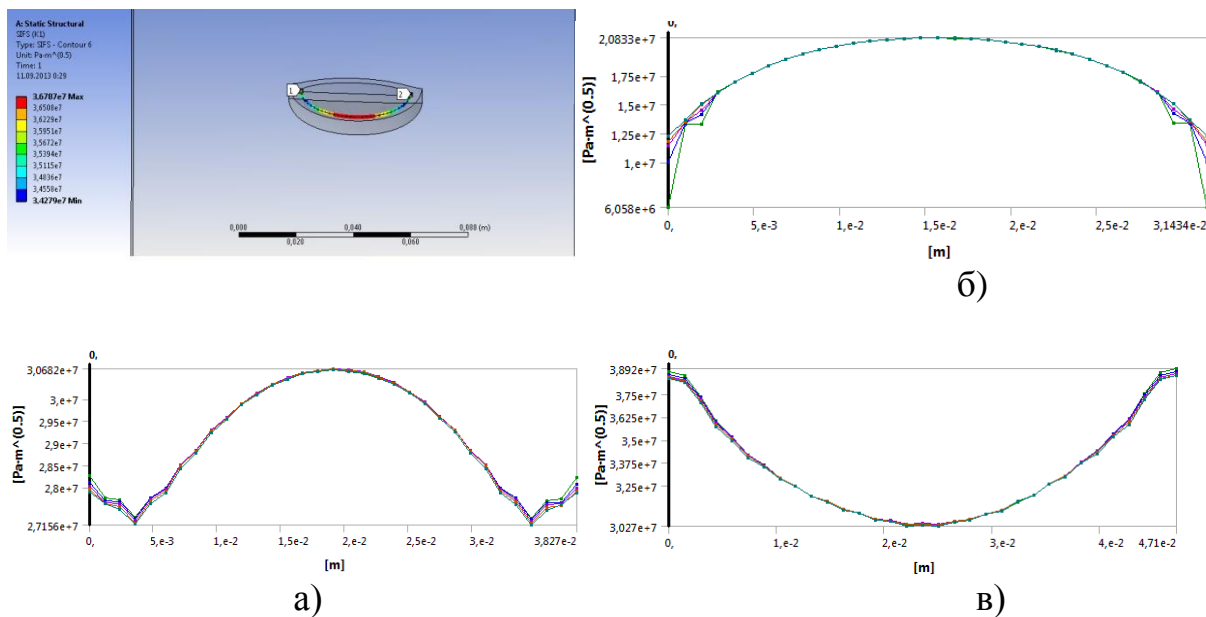


Рис. 2.6. Розрахунок КІН вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини:

а – $a/c=0,6$; б – $a/c=0,2$; в – $a/c=1,0$.

Аналіз значень КІН вздовж контуру поверхневих тріщин з різними коефіцієнтами форми $a/c=0,2$ та $a/c=1,0$ свідчить про значну енергетичну нестабільність контуру тріщини. Так, при $a/c=0,2$ КІН K_I у найглибшій точці контуру тріщини ($\varphi = \pi/2$) суттєво перевищує КІН K_I на поверхні ($\varphi = 0$):

$\frac{K_{1A}}{K_{1B,C}} = 1,67$; при $a/c=0,6$ співвідношення КІН K_I для таких точок складає

$$\frac{K_{1A}}{K_{1B,C}} = 1,08.$$

У той же час, при $a/c=1,0$ КІН K_I у найглибшій точці фронту тріщини ($\varphi = \pi/2$) є значно меншим у порівнянні з точками на поверхні $\frac{K_{1A}}{K_{1B,C}} = 0,775$.

Зазначимо, що зміни КІН K_I , що спостерігаються вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини якісно співпадають з раніше опублікованими даними розрахунків КІН K_I для порівнюваних геометричних форм поверхневих тріщин [9].

Оскільки розповсюдження поверхневої тріщини контролюється розподілом КІН вздовж її фронту (при виконанні умови застосування лінійної механіки руйнування (ЛМР)) [1], то слід очікувати, що при циклічному навантаженні поверхнева тріщина при $a/c=0,2$ розвиватиметься вглиб з суттєво більшою швидкістю, ніж вздовж поверхні, і навпаки, при співвідношенні півосей $a/c = 1,0$ поверхневі та приповерхневі точки матимуть суттєво більшу швидкість росту, ніж найглибша точка фронту. При подальшому циклічному навантаженні відбуватиметься певна відносна стабілізація контурів поверхневої тріщини при співвідношеннях осей $a/c \cong 0,6 \div 0,7$ [9].

За аналогією з роботами [41,43,52], у яких розмір скінченого елемента залежав від розміру наскрізної та глибини поверхневої тріщин, на попередньому етапі моделювання параметрів сітки розглядалось два варіанти розміру мінімальних елементів сітки скінчених елементів – 0,02 мм та 0,1 мм (табл. 2.1). При різній глибині поверхневої тріщини співвідношення $\min CE / a$ становило 1/15 при глибині поверхневої тріщини $a = 1,5$ мм та коефіцієнті форми $a/c = 0,2$; 1/75 при $a = 7,5$ мм та $a/c = 1$.

При моделюванні сітки скінчених елементів для поверхневої тріщини з коефіцієнтом форми $a/c = 0,6$ розглядалося два розміри скінчених елементів локальної сітки – 0,02 мм та 0,1 мм при $a = 4,5$ мм. Для такої геометрії поверхневої тріщини співвідношення розміру скінченого елемента до глибини

тріщини становили $\min CE/a = 1/45$ при розмірі скінченного елемента 0,1 мм та $1/225$ при розмірі скінченного елемента 0,02 мм.

Таблиця 2.1

Порівняльний аналіз КІН K_I при моделюванні поверхневих півеліптичних тріщин з різними коефіцієнтами форми

№	t, мм	a/t	a/c	φ	Мінімальний розмір елемента, мм	Відстань від поверхні, мм	σ , МПа	K_I (МСЕ)	K_I (Ньюмен)	%	
1	20	0,375	1	0	0,1	0	300	33,4	36,02	-7,28	
2				2,8		0,37		35,22	35,57	-0,99	
3				15		1,94		33,56	33,91	-1,04	
4				30		3,75		32,12	32,51	-1,21	
5				45		5,30		31,55	31,75	-0,62	
6				60		6,50		31,18	31,43	-0,79	
7				75		7,24		30,97	31,35	-1,21	
8				90		7,50		30,91	31,34	-1,38	
9	20	0,225	0,6	0	0,02	0,00	300	25,12	26,84	-6,40	
10				0	0,1	0,00		25,05	26,84	-6,66	
11				3,8	0,02	0,30		26,186	26,59	-1,54	
12				3,8	0,1	0,30		26,24	26,59	-1,33	
13				15	0,1	1,16		25,64	26,29	-2,48	
14				30		2,25		26,4	27,10	-2,57	
15				45		3,18		27,78	28,43	-2,30	
16				60		3,90		28,83	29,74	-3,05	
17				75		4,35		29,66	30,66	-3,27	
18				90		4,50		30	31,00	-3,22	
19	20	0,075	0,2	0		0,1	-	300	10,38	10,84	-4,29
20				15					13,47	13,21	1,99
21				30	15,85				16,42	-3,45	
22				45	18,47				18,85	-2,02	
23				60	20,24				20,58	-1,67	
24				75	21,27				21,65	-1,74	
25				90	21,68				22,01	-1,48	

Для тестування моделі, отримані значення КІН K_I вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини (рис. 2.6) порівнювались з розрахунковими залежностями Ньюмена-Раджу (розділ 1) [22]. Розрахунки проводилися при значеннях параметричного кута $\varphi = 0^\circ; 15^\circ; 30^\circ; 45^\circ; 60^\circ; 75^\circ; 90^\circ$, а також для

приповерхневих кутів $\varphi = 2,8^\circ$; $\varphi = 3,8^\circ$; для яких спостерігаються локальні екстремуми КІН (рис. 2.6). Похибка при порівнянні експериментальних даних з результатами розрахунків при співвідношенні півосей $a/c = 1,0$ для параметричних кутів $\varphi = 2,8^\circ \div 90^\circ$ не перевищує 1,38%; при $a/c = 0,6$ та $\varphi = 3,8^\circ \div 90^\circ$ – 3,22% та при $a/c = 0,2$ та $\varphi = 0^\circ \div 90^\circ$ – 4,29% при точності методу 5% [23].

Окремо необхідно проаналізувати результати КІН для поверхневих точок фронту поверхневої півеліптичної тріщини ($\varphi = 0^\circ$) при $a/c = 0,2$; 0,6; 1,0, для яких похибки становлять 4,29% ; 6,66%; та 7,28% відповідно. Це пояснюється особливостями напруженого стану біля поверхні (рис. 2. б) про що зазначають і самі автори [22] та інші дослідники [7]. Дослідження (табл. 2.1) показують, що вже на відстані 0,3... 0,37 мм від поверхні ($\pi/45$) похибки методів не перевищують 1,5 %.

2.3. Особливості створення сітки скінчених елементів для поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру.

Розглянемо диференційовано вплив параметрів, від яких залежить створення сітки скінчених елементів. Сітка повинна бути побудована так, щоб біля вістря вздовж фронту поверхневої тріщини розташовувались дуже дрібні елементи, а на певній відстані від фронту – елементи суттєво більших розмірів. Елементи сітки налаштовуються таким чином, щоб запобігти їх великим спотворенням. Це дозволяє зменшити час обчислення КІН K_I без шкоди для точності отриманих результатів [44].

Другою важливою умовою конструювання сітки скінчених елементів є окутування фронту поверхневої тріщини дрібними елементами з утворенням сітки у вигляді “труби”, яка, у свою чергу, буде поділена на деяку кількість контурів у радіальному та у коловому напрямках. Кількість таких елементів залежить від розміру монотонної пластичної зони.

Існує кілька загальноприйнятих критеріїв для конструювання сітки біля вістря тріщини. Для 2D-моделей тріщин найвідомішим і загальноприйнятим є критерій МакКлунга [53], згідно з яким рекомендовано розділити пластичну зону на ряд елементів, починаючи від 20 трикутних елементів. При 3D-моделюванні поверхневих тріщин [54-56] збільшення числа трикутних елементів щонайменше до 30 дає можливість підвищити точність отриманих результатів.

За результатами значної кількості експериментів зі створення сітки скінчених елементів для поверхневих тріщин при імітаційному моделюванні, можна зазначити, що КІН K_I , визначені за даними першого контуру (що знаходиться найближче до вістря тріщини), суттєво відрізняються від стабілізованих даних (на 5,65% для поверхневої точки та на 6,68% для найглибшої точки) (рис. 2.7).

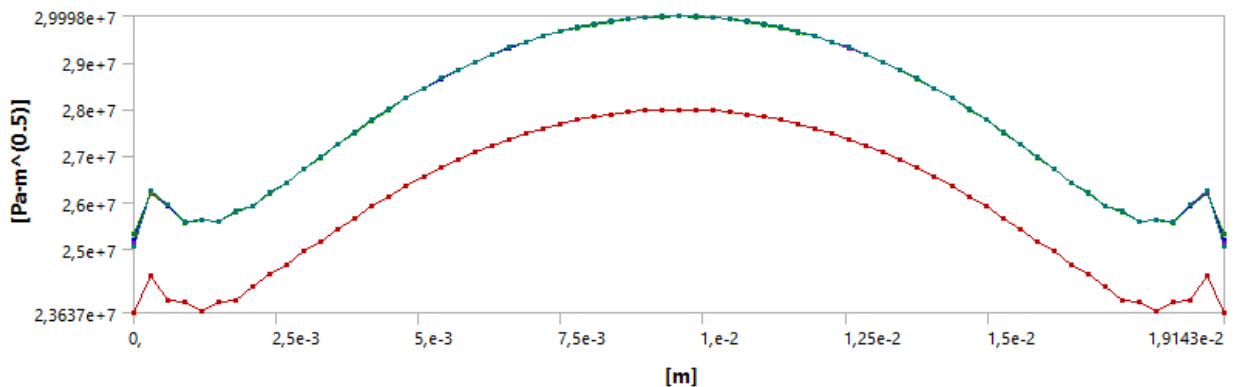


Рис. 2.7. Розподіл значень КІН вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини ($2c = 15$ мм; $a/c=0,6$; переріз пластини 80×20 мм) в залежності від номера контуру

Також на рис. 2.7 можна спостерігати відмінності КІН K_I в приповерхневій зоні тріщини (див. крайові області графіка). Починаючи з третього-четвертого контуру відбувається стабілізація надійних значень КІН K_I .

На рис. 2.8 представлено порівняння значень КІН K_I отриманих методом скінчених елементів з даними для найглибшої точки фронту поверхневої

тріщини, розрахованими за залежностями [23]. Зазначимо, що при розбитті зони, що охоплює вістря тріщини, число скінчених елементів було не менше 24.

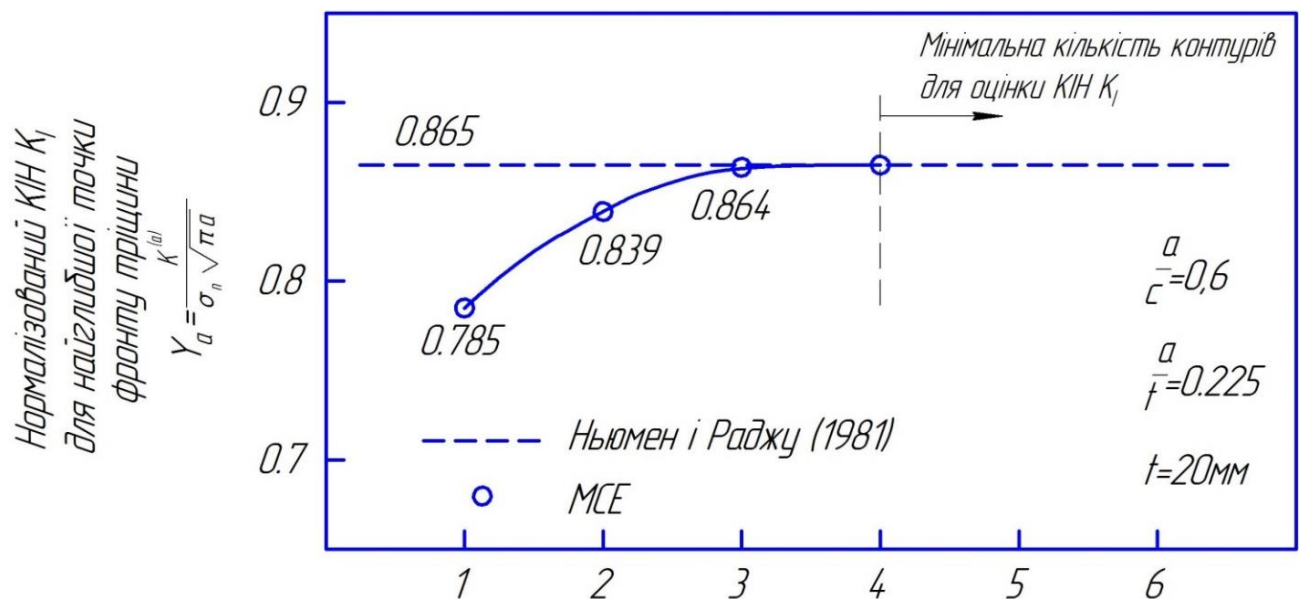


Рис. 2.8. Порівняння нормалізованих значень КІН K_I для найглибшої точки фронту поверхневої півеліптичної тріщини ($2c = 15$ мм; $a/c=0,6$; переріз пластини 80×20 мм)

Іншою важливою умовою отримання вірогідних значень КІН для поверхневих тріщин є розбиття їх криволінійного фронту на достатню кількість точок, для яких під час імітаційного моделювання визначають значення КІН K_I .

Аналіз створення сітки скінчених елементів засвідчив [33], що для поверхневих півеліптичних тріщин (тріщин канонічної форми) кількість апроксимаційних точок рекомендовано брати не менше ніж 25; для сідлоподібних тріщин (тріщин неканонічної форми) кількість апроксимаційних точок значно зростає: від 180 для симетричного сідлоподібного контуру до понад 800–1000 точок для несиметричного сідлоподібного фронту (рис. 2.9).

Як бачимо, для коректного визначення КІН вздовж контуру тріщин неканонічної форми, особливо несиметричних, кількість точок апроксимації зростає в десятки разів, що впливає на час, необхідний для розв'язку задачі, а інколи навіть приводить до неможливості вирішення задачі запропонованими методами.

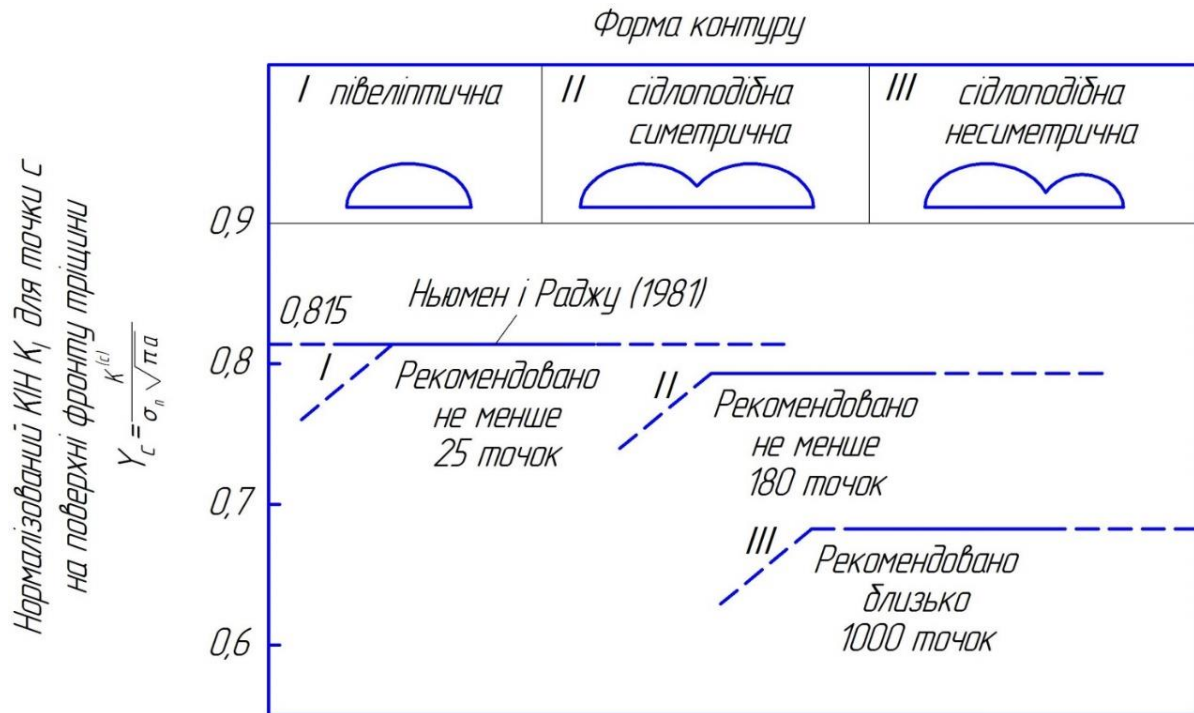


Рис. 2.9. Залежність точок апроксимації від геометрії фронту поверхневих тріщин канонічної та неканонічної форм

Отже, лише при правильному заданні сітки скінчених елементів із забезпеченням умов достатньої кількості елементів в межах зони пластичності біля вістря тріщини, наявності достатньої кількості контурів, що оточують криволінійний фронт поверхневої тріщини, а також при достатній кількості точок вздовж контуру тріщин можна отримати вірогідні результати КІН.

2.4. Особливості створення сітки скінчених елементів для компланарних поверхневих тріщин та поверхневих тріщин в зонах конструктивних концентраторів напружень. Обмеження методу скінчених елементів

При розгляді задач з визначення КІН МСЕ вздовж фронту компланарних поверхневих тріщин сітка скінчених елементів створюється подібно, як і для однієї тріщини. Для цього створюються криволінійні “труби”, що оточують фронт кожної з тріщин, які розбиваються в коловому та радіальному напрямках

на скінчені елементи (рис. 2.10) [47, 87]. Для отримання точних результатів необхідно виконання ряду умов при конструюванні сітки скінчених елементів в межах перетину “труби” (див. вище).

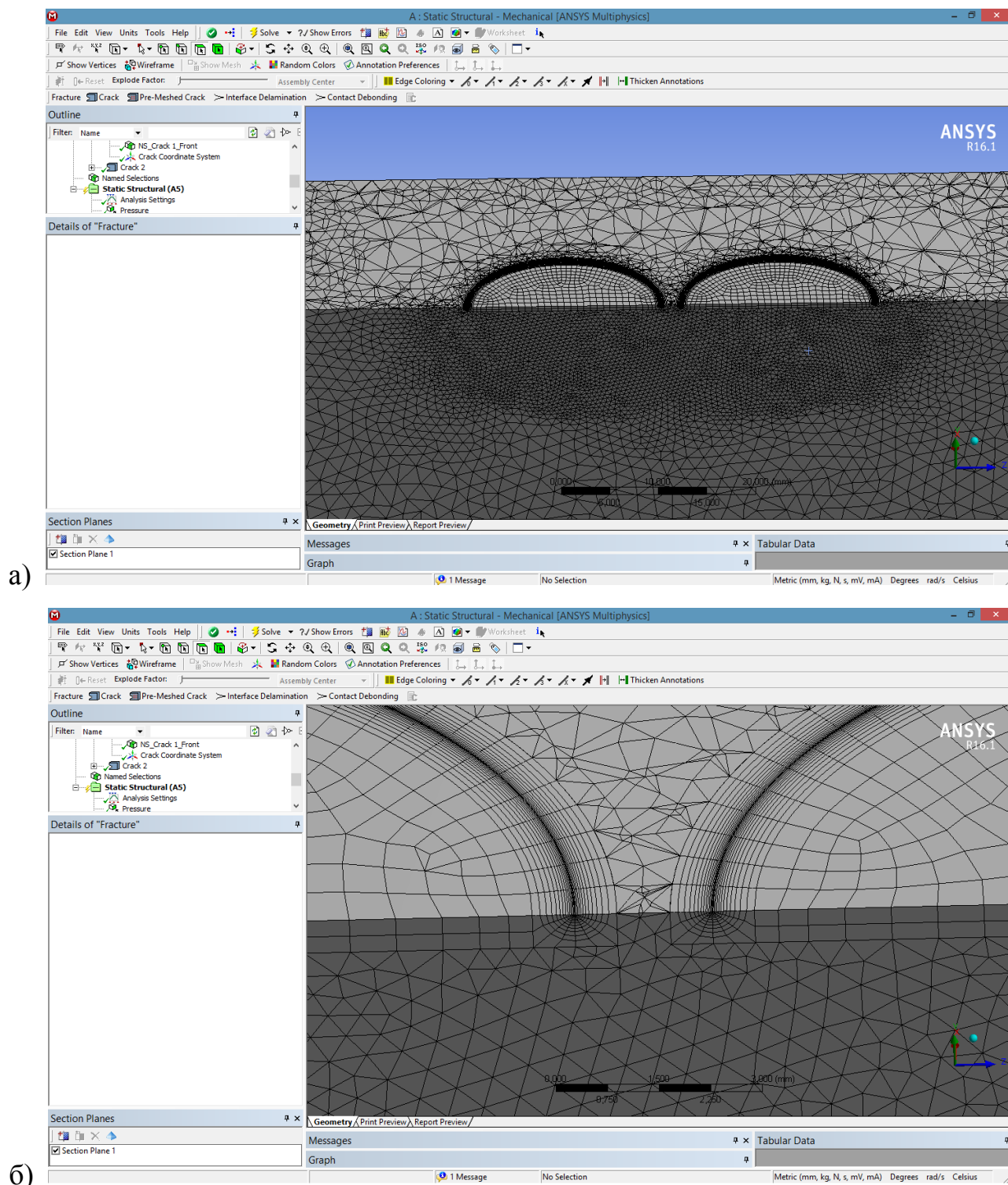


Рис. 2.10. Моделювання сітки скінчених елементів у пластині з двома компланарними поверхневими тріщинами: а - загальний вигляд; б - особливості поєднання локальної сітки скінчених елементів з сіткою буферної зони

Крім цього, необхідна деяка перехідна область (буферна зона) для поєднання сіток скінчених елементів обох тріщин з глобальною сіткою об'єкта (рис 2.10). Також, для якісного визначення впливу суміжних тріщин на зміну КІН вздовж їх фронту, вони повинні бути максимально наближені одна до одної. Максимальне наближення тріщин можна встановити при моделюванні сітки скінчених елементів, дотримуючись виконання таких умов [57-59, 88]:

а) недопущення накладання проекцій труб одна на одну (рис 2.10), оскільки це не дозволить згенерувати сітку скінчених елементів;

б) забезпечення деякої додаткової відстані між проекціями “труб” для створення буферної зони з метою поєднання локальних сіток кожної з поверхневих тріщин з глобальною сіткою моделі (рис 2.10). Ця відстань залежатиме, у першу чергу, від розмірів перетину “труб”, що огортають контури суміжних поверхневих тріщин та від їх конфігурації.

в) неможливості генерації сітки скінчених елементів в поверхневих тріщинах з різкими змінами її фронту, наприклад зигзагоподібними.

Варто зазначити, що через наведені обмеження (накладання проекцій «труб» одна на одну) неможливо побудувати сітку скінчених елементів в початковий момент об'єднання поверхневих тріщин (рис. 2.10, 2.11, в). З цієї ж причини практично неможливо згенерувати сітку скінчених елементів на початковій стадії розповсюдження об'єднаної тріщини (початковій стадії злиття двох менших поверхневих тріщин в магістральну), особливо при коефіцієнтах форми кожної з тріщин $a/c > 0,8 \div 1,0$ (розділ 3).

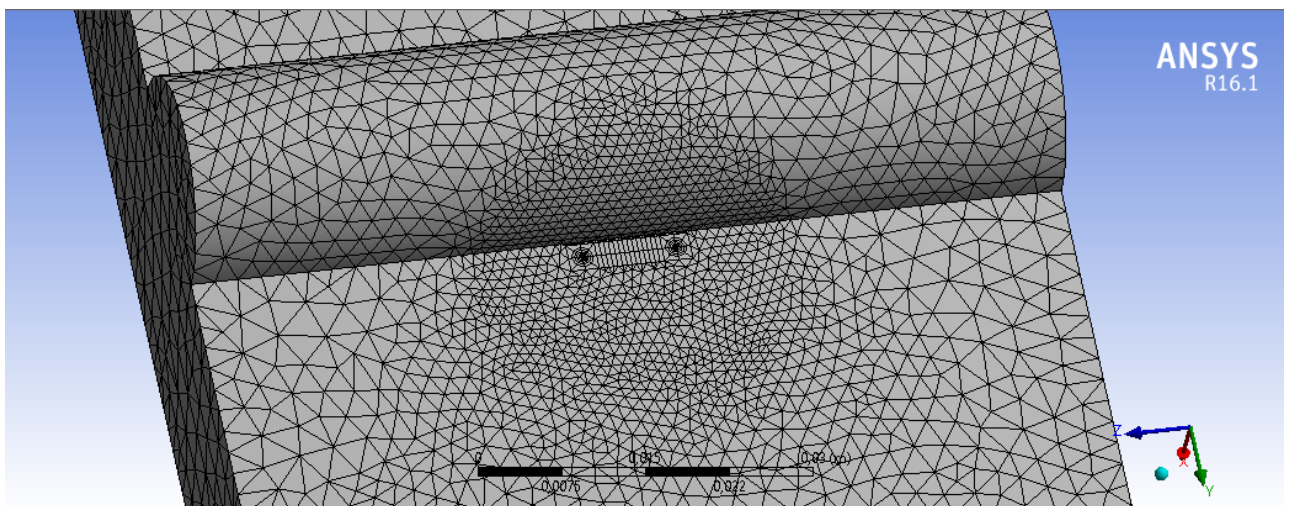
Саме для такого класу задач механіки руйнування об'єктів з поверхневими тріщинами, що розв'язуються МСЕ, важливим є моделювання сітки скінчених елементів таким чином, щоб максимально зменшити поперечний перетин “труби”, що огортає фронт тріщини. Це можна забезпечити зменшенням кількості контурів, що формують “трубу” та розміром мінімального скінченого елемента.

Зважаючи на наведені обмеження при конструюванні сітки скінчених елементів, за розробленою методикою створено моделі об'єктів з поверхневими

тріщинами в зонах конструктивних концентраторів напружень, зокрема отворів та наплавок [61, 102, 132], зон обрамлення конструктивних елементів [101], а також в зонах зварних швів [60].

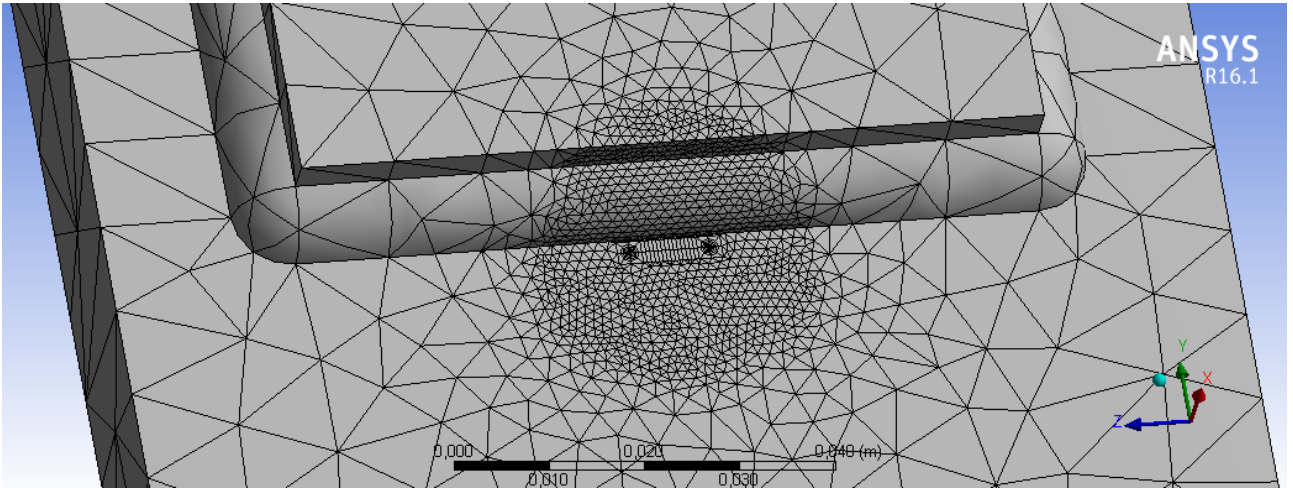
Розв'язки таких задач є важливими, оскільки у більшості випадків втомне руйнування конструкцій носить явно виражений локальний характер і ініціюється початково існуючими дефектами, а також конструктивними і технологічними концентраторами напружень. При оцінці довговічності таким зонам локального перенапруження матеріалу необхідно приділяти особливу увагу, а сам розрахунок повинен базуватися перш за все на оцінці напружено-деформівного стану в зонах концентраторів. Важливим питанням є визначення напружено-деформівного стану в тривимірних тілах з реальними тріщинами (зокрема, поверхневими).

На рисунку 2.11 представлені скінчено-елементні моделі поверхневих півеліптичних тріщин в зонах зварних швів: в зоні підсилення стикового зварного шва (а); привареної накладки (б); з'єднання з поздовжнім ребром та модельованою тріщиною (в); з'єднання з поздовжнім ребром та двома модельованими тріщинами (г).

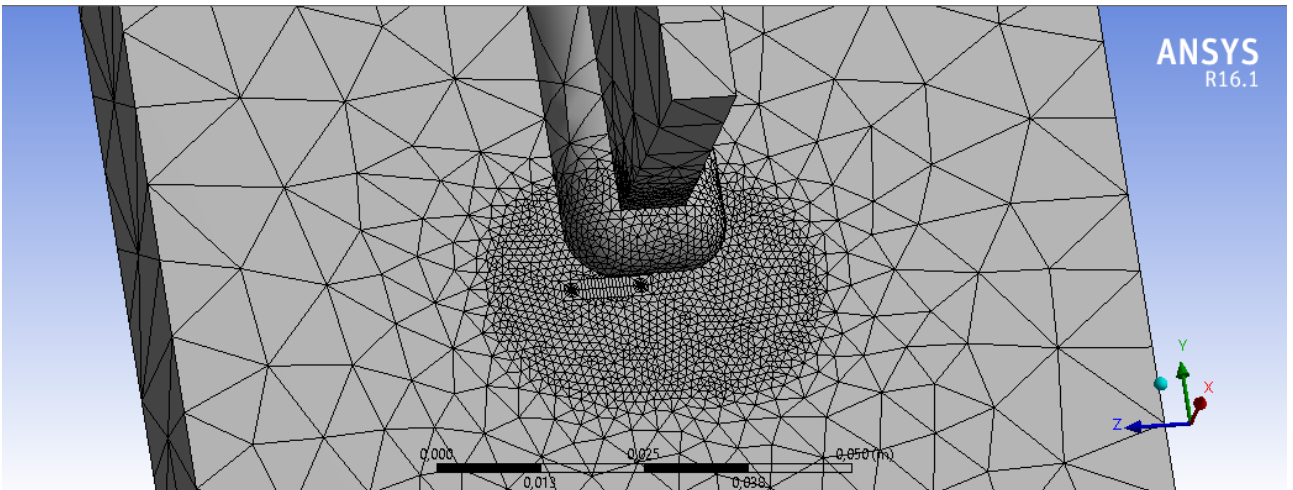


а)

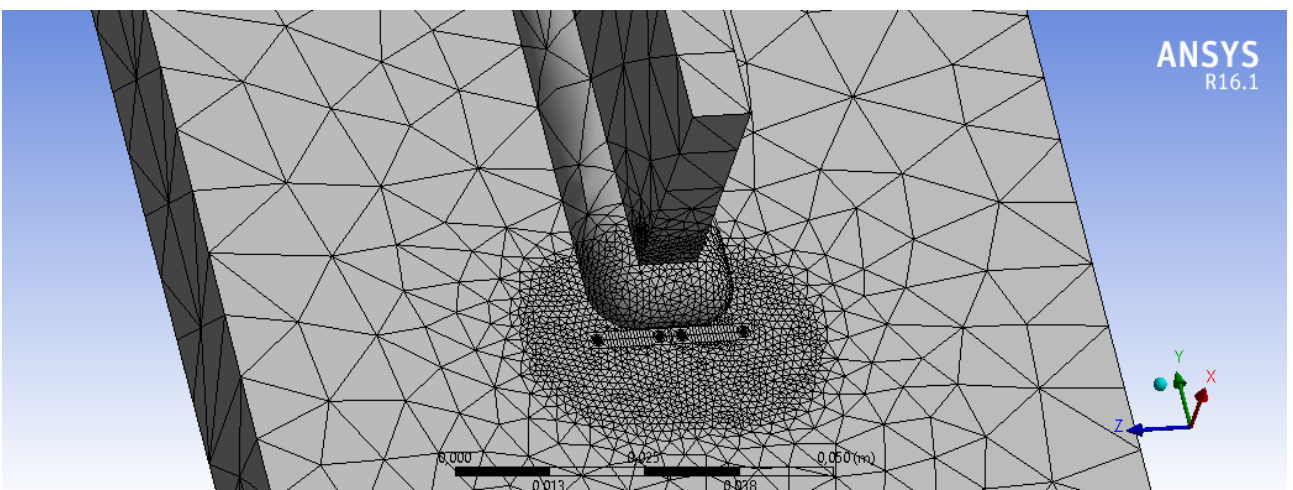
Рис. 2.11. Скінчено-елементні моделі поверхневих півеліптичних тріщин в зонах зварних швів: а – привареної накладки; б – з'єднання з поздовжнім ребром для однієї тріщини; в – з'єднання з поздовжнім ребром для двох тріщин; г) в зоні підсилення стикового зварного шва



б)



в)



г)

Продовження рис. 2.11.

Розглянемо випадок моделювання поверхневої тріщини в зоні впливу локальних напружень від приєднаного до пластини поздовжнього елемента при розтягу. Розглянуто дві моделі: симетричне розташування двох півеліптичних поверхневих тріщин під приєднаним елементом (відстань між тріщинами складала 3 мм), а також однієї тріщини, розташованої несиметрично відносно ребра. Переріз зразка 120x20 мм. Розміри ребра 80x40x10 мм. Поверхнева тріщина з параметрами $a = 3$ мм; $c = 4,3$ мм була зміщена на відстань 1,5 мм від осі ребра і розташовувалась на відстані 1,5 мм вздовж шва перпендикулярно до торця ребра. Номінальні напруження розтягу склали $\sigma_n = 200$ МПа.

Аналіз результатів КІН К1 для характерних точок поверхневої тріщини, розташованої в зоні концентратора демонструє їх максимальні збільшення: на 47% – для поверхневої точки в центральній області впливу ребра; на 23% – для найглибшої точки та на 20% – на початковій стадії виходу тріщини з зони впливу локальних напружень (рис. 2.12).

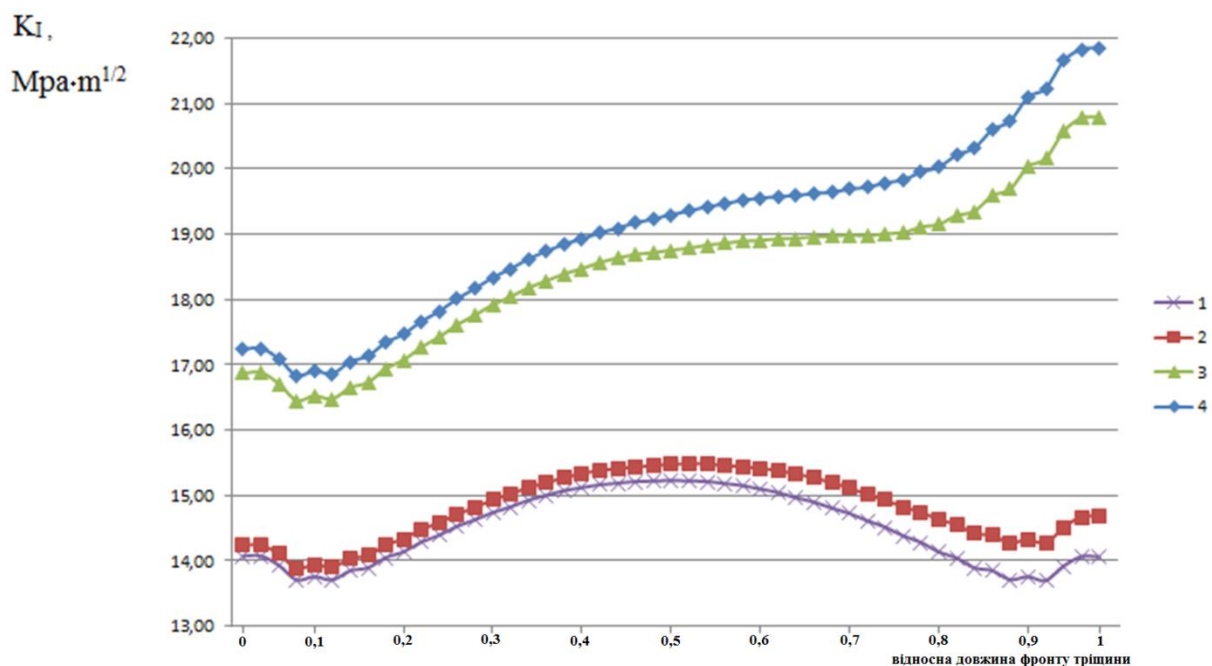


Рис. 2.12. Розподіл КІН вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини, розташованої в зоні з'єднання з привареним поздовжнім ребром: 1 – одна тріщина в однорідному полі напружень; 2 – дві тріщини в однорідному полі напружень; 3 – одна тріщина в зоні концентратора; 4 – дві тріщини в зоні концентратора

Взаємний вплив двох тріщин, розташованих в зоні концентратора є несуттєвим. КІН K_1 по фронту тріщини збільшується, проте не перевищує 2%, для випадку відстані між тріщинами 3 мм.

Як бачимо, конструктивні концентратори напружень впливають на коефіцієнти інтенсивності напружень K_1 , суттєво підвищуючи їх значення вздовж контуру поверхневої тріщини, причому тим інтенсивніше, чим вищі теоретичні коефіцієнти концентрації напружень досліджуваних елементів конструкцій [2]. У зв'язку з неоднорідністю напружено-деформівного стану по товщині зразків здійснюється перерозподіл значень КІН K_1 вздовж фронту поверхневої тріщини: відбувається суттєве зростання КІН K_1 на поверхні і значно менше – для найглибшої точки.

Розглянуто задачу з визначення КІН вздовж контуру поверхневої тріщини, що розташована біля отвору, що знаходиться на одній лінії з великою віссю півеліптичної тріщини (рис. 2.13)

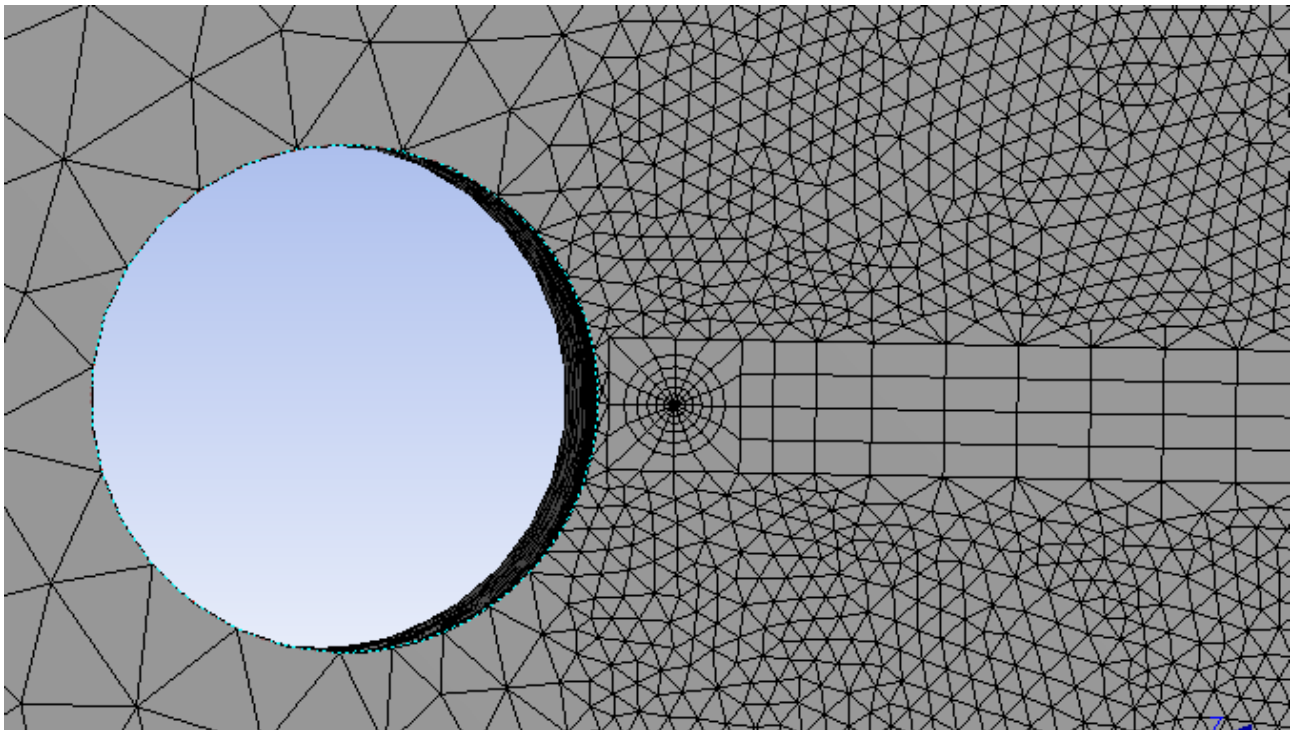


Рис. 2.13. Скінчено-елементна модель поверхневої півеліптичної тріщини, розташованої біля отвору.

Отримано розподіл КІН вздовж контуру поверхневої тріщини (рис. 2.14) для випадку розташування її біля отвору (рис. 2.13). Відстань від поверхневої точки до отвору складала 1,5 мм. У цьому випадку моделювався процес підростання тріщини до отвору. Аналіз результатів свідчить про суттєве збільшення значень КІН для поверхневої точки тріщини біля отвору (до 50% для даного випадку). Для найглибшої точки тріщини значення КІН зростають на 16%.

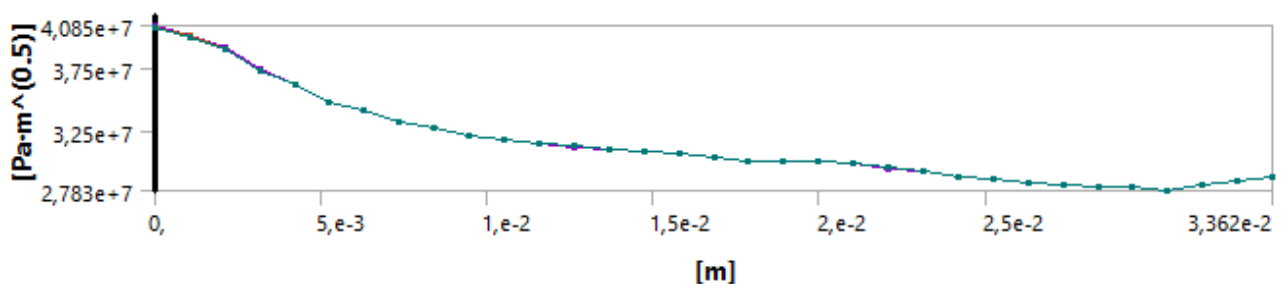


Рис. 2.14. Розподіл КІН вздовж фронту поверхневої півеліптичної тріщини, розташованої біля отвору

Дослідження впливу обрамлення на розподіл КІН вздовж контуру поверхневої тріщини, що розташована вздовж балки. Поверхневі тріщини моделюють тріщиноподібні дефекти, які виникають в зоні обрамлення. Поверхневі тріщини з розмірами півосей $a = 1,75$ мм; $c = 2,5$ мм розташовані на відстані 2,0 мм від обрамлення, що має товщину 3,0 мм. Жорсткісні характеристики обрамлення були у 2,6 рази вищі у порівнянні з матеріалом балки (з органічного скла). Балка навантажена напруженнями розтягу. Створена тривимірна модель зразка з сіткою глобальних елементів та модель області тріщини з локальною сіткою (рис. 2. 15).

На рис. 2.16 представлено результати розрахунку МСЕ КІН K_1 вздовж фронту поверхневих тріщин. Встановлено, що значення КІН K_1 зменшується на 13,6% для поверхневої точки, яка найближче розташована до обрамлення. Для поверхневої точки, яка найбільше віддалена від обрамлення значення КІН K_1 залишається майже незмінним (різниця не перевищує 0,5%).

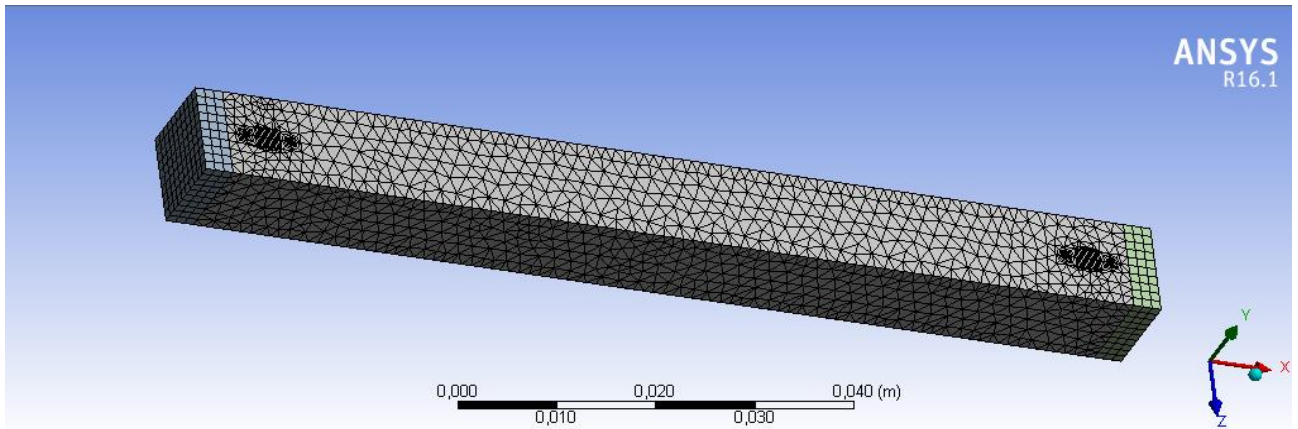


Рис. 2.15. Скінчено-елементна модель балки з двома поверхневими півеліптичними тріщинами в зоні обрамлення.

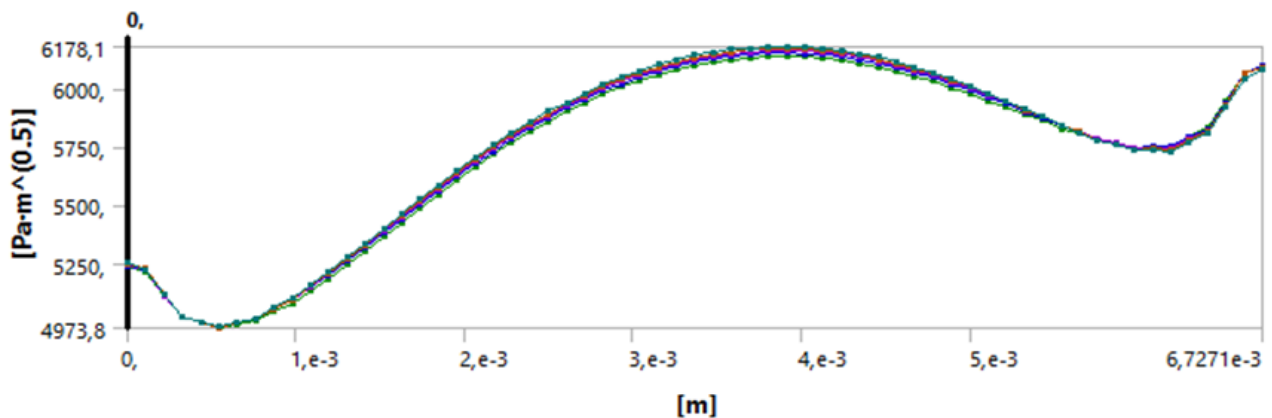


Рис. 2.16. Розподіл КІН вздовж фронту поверхньої півеліптичної тріщини в зоні обрамлення

Отже, дослідження впливу обрамлення як конструктивного концентратора напружень КІН K_I для поверхневих тріщин вказало на суттєве його зниження у вершинах, наближених до обрамлення. Інші концентратори напружень (отвори, зварні шви), навпаки, приводять до збільшення КІН для тріщин, що знаходяться в зонах їх впливу.

Для розглянутих поверхневих півеліптичних тріщин (тріщин канонічної форми), що розташовані в зонах впливу концентраторів, спостерігаються значні зміни КІН вздовж контурів, причому характер цих змін є несиметричним відносно осі тріщини. Як показано в роботах [57-59], такі зміни в розподілі КІН

приведуть до змін форми контуру в процесі циклічного навантаження. Фронт тріщини набуде складної за конфігурацією форми. Оцінка впливу перевантажень (розділ 5) на затримку росту поверхневих тріщин з контуром неканонічної форми матиме певні особливості.

2.5. Висновки до розділу 2

1. Розроблено алгоритм скінчено-елементного моделювання поверхневих півеліптичних тріщин та поверхневих тріщин зі складною формою контуру.

2. Розглянуто обмеження методу скінчених елементів для задач з визначення КІН вздовж фронту тріщин зі складним за геометрією контуром.

3. Розглянуто особливості створення сітки СЕ для поверхневих тріщин неканонічної форми. Встановлено, що для поверхневих півеліптичних тріщин (тріщин канонічної форми) кількість апроксимаційних точок рекомендовано брати не менше ніж 25; для сідлоподібних тріщин (тріщин неканонічної форми) кількість апроксимаційних точок значно зростає: від 180 для симетричного сідлоподібного контуру до понад 800 –1000 точок для несиметричного сідлоподібного фронту.

4. Проведено верифікацію значень КІН, визначених вздовж контуру поверхневих півеліптичних тріщин з різними коефіцієнтами форми з відомими результатами.

5. Розроблена методика створення сітки скінчених елементів.

РОЗДІЛ 3. МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСУ ЗЛИТТЯ ДВОХ ІДЕНТИЧНИХ ПОВЕРХНЕВИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН

3.1. Аналіз моделей об'єднання поверхневих тріщин

Багато елементів машин і споруд мають конструктивні та технологічні концентратори напружень, які в умовах експлуатації можуть приводити до накопичування пошкоджень. У таких зонах часто виникають тріщиноподібні дефекти. Одним з найрозповсюдженіших дефектів, що обмежують терміни безпечної роботи конструкцій, є поверхневі півеліптичні тріщини. Особливо важливою ця проблема є для циклічно навантажуваних конструкцій [2, 85].

Для опису поведінки об'єктів, що мають поверхневі тріщини, необхідно провести оцінку коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН). Відомо, що КІН дозволяє встановити взаємозв'язок між умовами навантаження матеріалу у вершині тріщини, а також з геометрією та напруженим станом тіла, що містить тріщину [1].

Для оцінки КІН, що описують поле напружень по контуру поверхневої півеліптичної тріщини, яка розповсюджується в однорідному полі напружень, використовують, як правило, рівняння Ньюмена-Раджу [22], отримані на основі МСЕ. За їх допомогою обчислюють КІН вздовж фронту одинарної поверхневої півеліптичної тріщини. Проведені моделювання тестових задач [51] (розділ 2) продемонстрували добру збіжність у порівнянні з рішеннями [23].

Задача з визначення КІН МСЕ та оцінки процесів руйнування суттєво ускладнюється при механічній взаємодії та злитті двох чи більше тріщин під час циклічного навантаження конструкцій [5, 62, 63, 65-67]. Втомна взаємодія тріщин є процесом, при якому ініційовані малі тріщини ростуть, зближуючись між собою, далі об'єднуються у більшу тріщину з сідлоподібним контуром [111, 112]. Сідлоподібний фронт утвореної тріщини випрямляється і поступово утворюється нова магістральна поверхнева тріщина, яка, як і початкові малі тріщини, також набуває півеліптичної форми (рис. 3.1).

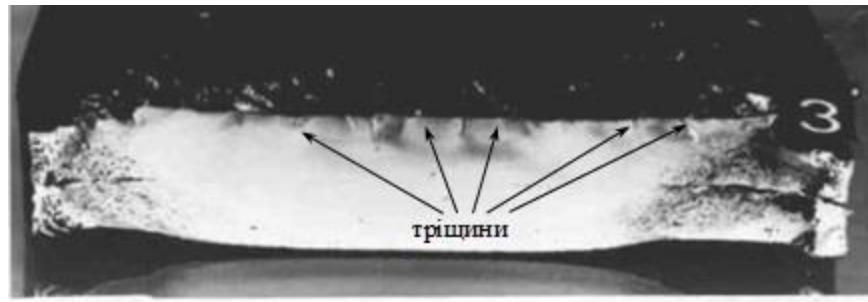


Рис. 3.1. Поверхня втомного руйнування зразка в зоні зварного шва, що демонструє багатоосередковий характер зародження поверхневих тріщин та їх об'єднання

Оцінка КІН для поверхневих тріщин з сідлоподібним фронтом, що утворюється при злитті тріщин, а також розвиток цих тріщин при циклічному навантаженні були розглянуті в роботах [3, 4, 62]. Дослідження проводились здебільшого методом скінченних елементів (МСЕ) [49,50]. Проте отриманих результатів недостатньо, щоб зробити узагальнюючі висновки з цієї проблематики. Це пов'язано з тим, що похибки при встановленні конфігурації контуру суттєвим чином впливають на точність визначення КІН для тріщин з викривленим контуром і, як наслідок, на оцінку довговічності елементів конструкцій на стадії розповсюдження тріщин. Саме з цим пов'язана і консервативність підходів закладених у нормах, що проаналізовано в роботі [66] щодо оцінки живучості конструкцій при взаємодії кількох тріщин.

У зв'язку з цим, метою досліджень є розробка методики та оцінка КІН МСЕ при моделюванні процесу об'єднання поверхневих півеліптичних тріщин в елементах конструкцій. Злам, представлений на рис. 3.1, репрезентує процес втомного розповсюдження ініційованих поверхневих півеліптичних тріщин, які можна розділити на чотири фази [3]:

1. Ізоляційна стадія росту тріщин, коли вони не взаємодіють між собою;
2. Період взаємного впливу, під час якого тріщини починають взаємодіяти між собою, наближаючись одна до одної;
3. Період об'єднання тріщин, коли вони зливаються в єдину тріщину, яка з сідлоподібної форми контуру перетворюється на півеліптичну.

4. Стадія доміантного росту одинарної магістральної поверхневої тріщини при подальшому циклічному навантаженні.

Варто зазначити, що перша стадія (ізоляційний період росту невеликих тріщин) та четверта фаза (домінантне розповсюдження магістральної тріщини) можуть прогнозуватись за звичайними процедурами. У той же час при взаємодії та злитті тріщин внутрішні ділянки контурів двох тріщин зазнають суттєвого впливу, що приводить до значних змін КІН [57-59]. Ці зміни залежать від геометрії тріщин, їх взаємного розташування, конструктивних особливостей зразків, умов навантаження. Згадані особливості, що впливають на зміну значень КІН при об'єднанні тріщин, зазвичай, враховуються інтегровано коефіцієнтами впливу γ_{coal} [3,4].

Аналіз досліджень різних авторів, які моделювали процес злиття поверхневих тріщин МСЕ, свідчить, що у більшості випадків була застосована модель, у якій поверхневі тріщини накладаються, перекриваючи одна одну [3, 113] (рис. 3.2).

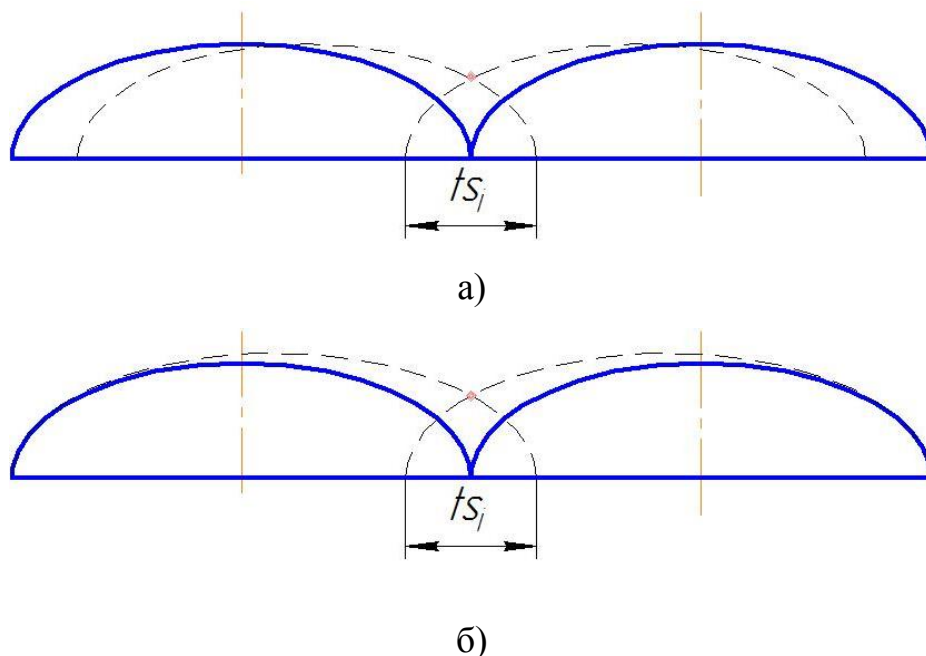


Рис. 3.2. Ілюстрації моделей розвитку фронту сідлоподібної тріщини при перекритті: а – зі зміщенням тріщин, що мають незмінний контур ($t_s < 0$); б – зі зміною контуру тріщин, що об'єднуються ($t_s < 0$).

При цьому розглядається ряд дискретних випадків з тріщинами різних розмірів, що перекривають одна одну, імітуючи злиття. При такому підході розглядалось два випадки: тріщини з незмінними контурами, що зсуваються одна до одної (рис. 3.2, а) та тріщини зі змінними контурами (рис. 3.2, б).

Інший підхід розглядається у роботі [4], у якій процес злиття двох поверхневих тріщин оцінюється врахуванням поступового зменшення сідлоподібності контуру між тріщинами з одночасним збільшенням радіуса заокруглення (рис. 3.3).

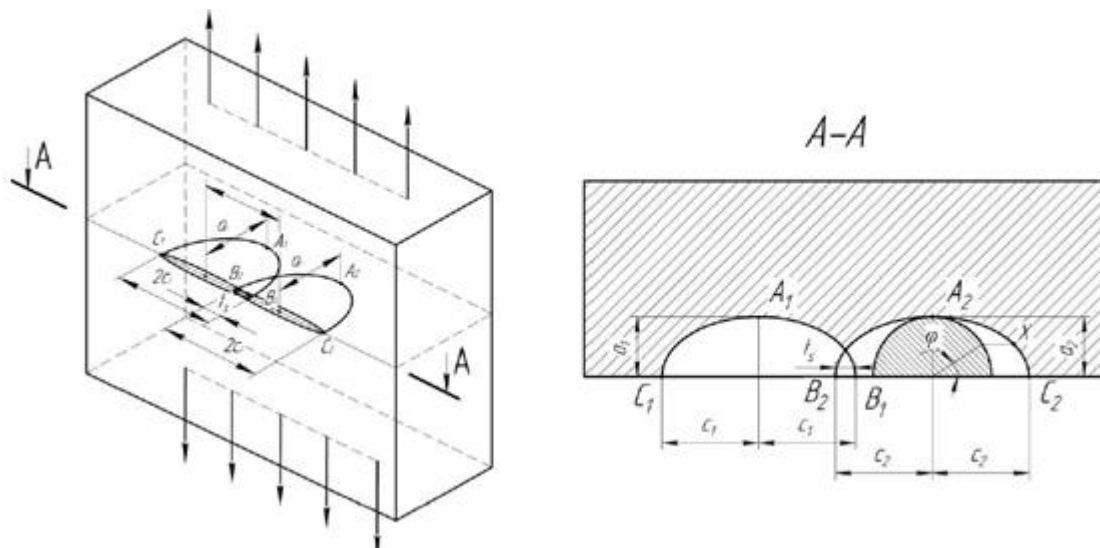


Рис. 3.3. Моделювання поверхневих півеліптичних тріщин у пластині скінчених розмірів для випадку перекриття тріщин

Перекриття тріщин, що моделює процес їх злиття, характеризується параметром $t_s < 0$ [4], на відміну від процесу взаємодії поверхневих тріщин, у якому розглядаються ізольовані тріщини, відстань t_s між якими має додатні значення і змінюється в межах: $0 < t_s \leq 2c$. Зазначимо, що моделювання процесу об'єднання полягає у заданні ряду контурів поверхневих тріщин, що перекривають один одного зі змінними значеннями t_s (див. рис. 3.3). Далі МСЕ визначаються КІН K_I по фронту поверхневих тріщин, що об'єднуються. Процес об'єднання аналізується за значеннями характеристичних коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} , що визначаються як відношення значень КІН для найглибшої точки сідлоподібного контуру до значень КІН, отриманих для деяких відповідних точок контуру, наприклад для поверхневих точок тріщини.

У другому випадку аналізується процес злиття тріщин від моменту дотику тріщин ($t_s = 0$) з дуже малим радіусом спряження еліптичних поверхонь і поступовим його збільшенням в процесі моделювання вирівнювання сідлоподібної зони при циклічному навантаженні. Як і в першому випадку, процес злиття оцінюється характеристичним коефіцієнтом взаємодії γ_{coal} [4]. Розглянемо обидва випадки.

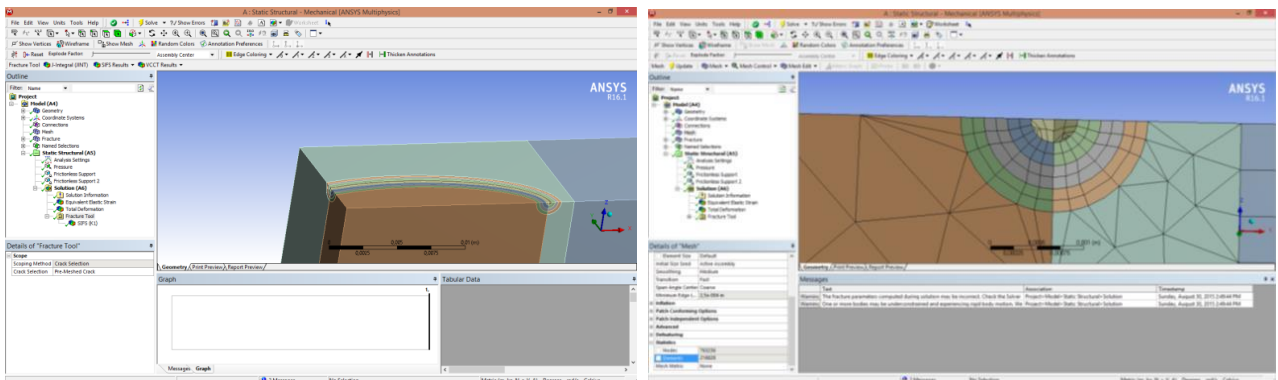
3.2. Оцінка КІН K_1 та характеристичних коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} вздовж контуру двох поверхневих півеліптичних тріщин при моделюванні їх злиття способом перекриття

Досліджувались тріщини з півдіагоналями: $a = 4$ мм; $c = 10$ мм ($a/c = 0,4$), що моделювались у зразках з низьколегованої сталі 09Г2С з $\sigma_T = 350$ МПа (рис. 3.3). Коефіцієнт Пуассона при пружному деформуванні становив $\nu = 0,3$. Поперечний переріз зразків 80 мм \times 20 мм ($a/t = 0,2$). Напруження розтягу складало $\sigma = 200$ МПа [83].

При моделюванні розглядався ряд поверхневих тріщин зі складною геометричною формою їх контуру (неканонічних поверхневих тріщин) (рис. 3.2). Процес злиття моделювався поступовим зростанням геометричного параметра t_s за абсолютною величиною: $t_s = -4$ мм; $t_s = -6$ мм; $t_s = -8$ мм; $t_s = -12$ мм. Для такого виду тріщин розподіл коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) отримано методом скінчених елементів (МСЕ) засобами спеціалізованого програмного комплексу “ANSYS- Workbench-16.1”.

Скінчено-елементну модель тріщини (розглядалась її чверть) представлено на рис. 3.4, а. Фрагмент розбиття сітки в коловому напрямку та контури інтегрування наведено на рис. 3.4, б. Тривимірною скінчено-елементною моделлю представляє собою позиціоновану півеліптичну поверхневу тріщину, навколо якої створено область з локальною сіткою тетраедричних елементів з

розмірами 0,1 мм та глобальну (базову) сітку елементів у зразку з розміром елементів 2 мм.



а)

б)

Рис.3.4. Скінчено-елементна модель магістральної поверхневої тріщини при моделюванні злиття двох менших поверхневих тріщин: а) загальний вигляд; б) фрагмент локальної сітки при вершині тріщини.

Важливим було створення “зони впливу” тріщини – буферної області, в якій вихідні елементи базової сітки змінювали розміри для плавного спряження з локальною сіткою, що охоплює контур тріщини. Особливістю даної моделі є необхідність стикування сіток в області спряження півеліпсів при моделюванні їх злиття в одну магістральну тріщину.

Кількість елементів складала понад 200000. Зазначимо, що у всіх досліджуваних випадках радіус спряження двох півеліптичних тріщин (найглибша ділянка сідлоподібного контуру) приймали однаковим $R = 2$ мм.

У результаті обчислень отримано розподіл значень КІН K_I вздовж півконтурі поверхневої тріщини $\varphi = 0 \dots 2\pi$ при $t_s = -4$ мм; -6 мм; -8 мм; -12 мм (рис. 3.5).

Порівняння значень КІН K_I у найглибших точках сідлоподібного контуру при $t_s = -4$; -6 ; -8 ; -12 мм ($\varphi_i = 163,3^\circ$; $157,7^\circ$; $151,9^\circ$; $137,6^\circ$) з відповідними точками, рівновіддаленими від центральної осі сідлоподібної тріщини ($\hat{\varphi}_i = 16,7^\circ$; $22,3^\circ$; $28,1^\circ$; $42,4^\circ$), свідчить, що КІН K_I суттєво зростають (в 1,8; 1,67; 1,57 та 1,38 рази відповідно).

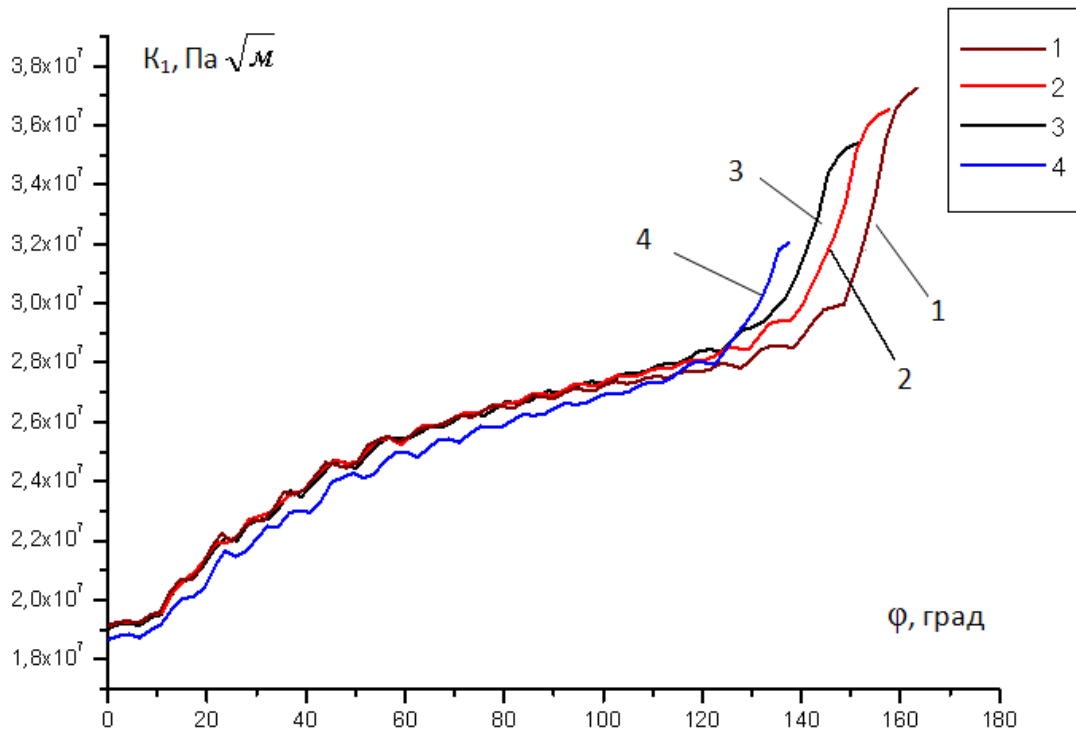


Рис. 3.5. Зміна розподілу КІН K_I вздовж півконтуру тріщини при злитті двох півеліптичних поверхневих тріщин з параметрами $a/c = 0,4$; $a/t = 0,2$:

1 – $t_s = -4$ мм; 2 – $t_s = -6$ мм; 3 – $t_s = -8$ мм; 4 – $t_s = -12$ мм.

Суттєве зростання КІН спостерігається також для всіх досліджуваних точок внутрішніх півконтурів сідлоподібної тріщини (рис. 3.5), особливо при параметричних кутах $\varphi > 120^\circ$. Збільшення КІН K_I для внутрішніх точок сідлоподібного фронту тріщини пришвидшує процеси об'єднання тріщин, що суттєвим чином впливає на оцінку живучості конструкцій. Найшвидше ці процеси відбуваються на початковій стадії злиття тріщин, а з поступовим зменшенням сідлоподібності контуру – сповільнюються.

Зазначимо, що такий підхід до моделювання злиття тріщин має певні недоліки: по-перше, поступово зменшується довжина магістральної поверхневої тріщини, що утворилась при реалізації процесу об'єднання тріщин (рис. 3.2, а), що призводить до похибок при оцінці КІН по її контуру; по-друге, до ще більших похибок при оцінці КІН в найглибшій точці сідлоподібного контуру приводить невизначеність щодо вибору радіуса заокруглень R зони спряження поверхонь півеліпсів (рис. 3.2).

Для підтвердження цього висновку проведено моделювання злиття двох тріщин у пластині скінчених розмірів (рис. 3.3) при радіусах заокруглень $R = 2$ мм, 0,2 мм та 0,02 мм в зоні спряження півеліпсів при $t_s = -4$ мм. Зазначимо, що при моделюванні було збільшено співвідношення півосей $a/c = 0,7$ обох поверхневих тріщин, що зливаються, для можливості створення моделей з дуже малими значеннями радіусів заокруглень R .

У табл. 3.1. наведено результати моделювання злиття двох тріщин зі змінними радіусами заокруглення в точці спряження та незмінним значенням ($t_s = -4$ мм) параметра перекриття двох компланарних ідентичних поверхневих тріщин. При реалізації четвертого випадку було зменшено мінімальний розмір локальної сітки з 0,4 мм до 0,1 мм при інших ідентичних параметрах.

Таблиця 3.1

Вплив геометричних характеристик, та мінімального розміру елементів локальної сітки, значення КІН K_I та коефіцієнти взаємодії для характерних точок фронту сідлоподібної поверхневої тріщини при $t_s = -4$ мм.

№	a , мм	c , мм	t_s , мм	R , мм	$\frac{a_{coal}}{a}$	Мін. розмір елем. сітки, мм	K_I , МПа $\sqrt{м}$			$\gamma_{coal} = \frac{K_I^B}{K_I^C}$
							т. С ₁	т. А ₁	т. В ₁	
1	7	10	-4,0	2,0	0,677	0,4	24,16	26,61	41,85	1,73
2	7	10	-4,0	0,2	0,610	0,4	24,01	26,42	48,57	2,02
3	7	10	-4,0	0,02	0,601	0,4	23,76	26,60	47,36	1,99
4	7	10	-4,0	0,02	0,601	0,1	23,21	26,41	51,04	2,20

Дослідження проведено у досить вузькому діапазоні зміни $\frac{a_{coal}}{a} = 0,601 - 0,677$, де a_{coal} – відстань від поверхні зразка до найглибшої точки сідлоподібного фронту, a – глибина двох ідентичних тріщин, що об'єднуються.

Оскільки довжина контуру сідлоподібної поверхневої тріщини є змінною, то для коректності представлених на рис. 3.6 результатів її величину зводимо до приведеної. Отримані результати свідчать, що КІН K_I в зоні спряження сідлоподібного фронту тріщини суттєво залежить від геометрії спряження, а також розмірів мінімального елемента локальної сітки (рис. 3.6 та табл. 3.1.).

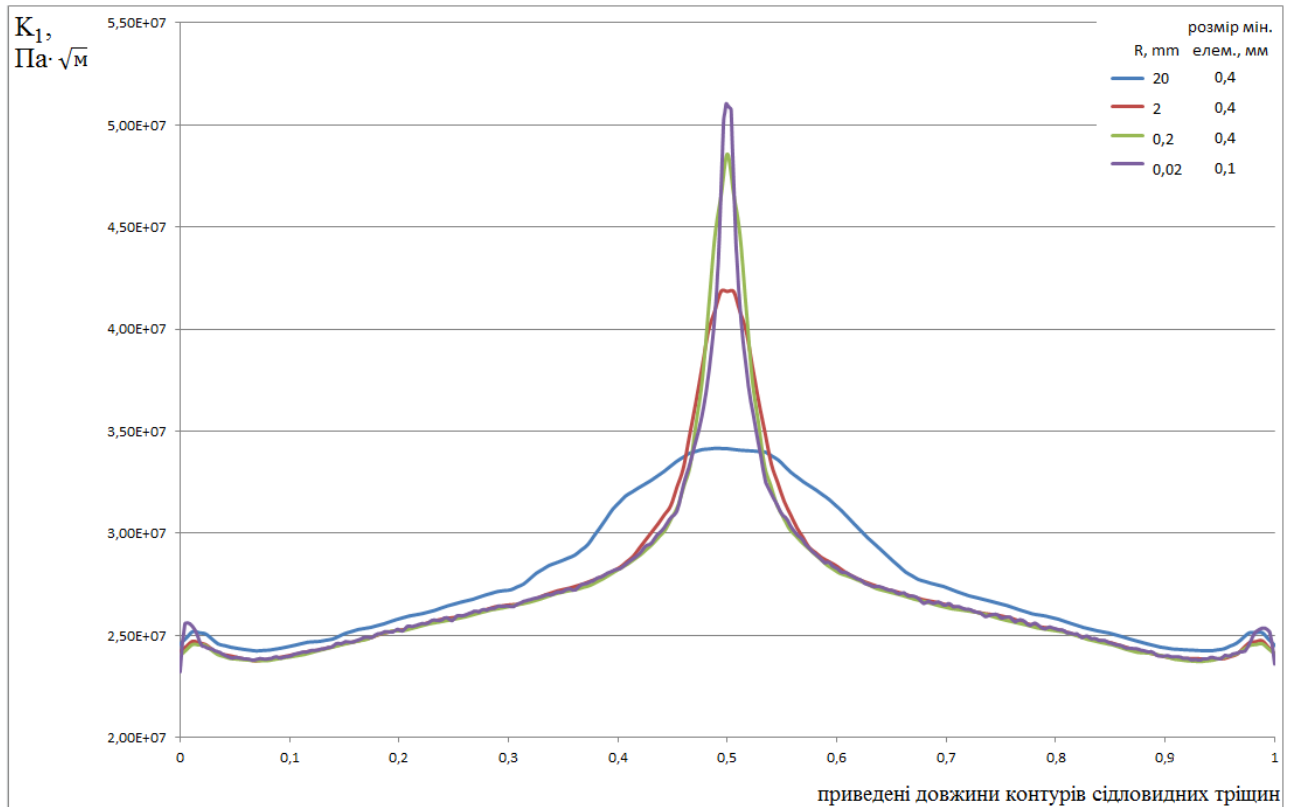


Рис.3.6. Залежність КІН K_I від геометрії спряження двох ідентичних компланарних поверхневих півлеіптичних тріщин, що зливаються та розмірів мінімального елемента локальної сітки

Зокрема, поступове зменшення радіуса заокруглень R з 20 мм до 0,2 мм при моделюванні зони спряження сідлоподібного контуру (т. B_1) мінімальним елементом локальної сітки 0,4 мм, приводить до різкого збільшення КІН K_I від $34,15 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (при $R = 20,0 \text{ мм}$) до $41,85 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (при $R = 2,0 \text{ мм}$) і далі до $48,57 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (при $R = 0,2 \text{ мм}$). Відповідно КІН K_1^B зростає в 1,23 та 1,42 рази. Зазначимо, що подальше зменшення радіуса спряження до $R = 0,02 \text{ мм}$ призводить до невеликого зменшення КІН K_1^B (на 2,49 %) при мінімальному розмірі елементів сітки 0,4 мм. Зменшення мінімального розміру до 0,1 мм призводить до підвищення КІН K_1^B до $51,04 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (на 7,21%). Зазначимо, що подальше зменшення розміру мінімальних елементів локальної сітки сідлоподібної поверхневої тріщини є прагматичним через значне (у десятки разів) збільшення кількості точок досліджень її контуру (див. розділ 2).

3.3. Моделювання злиття двох компланарних поверхневих тріщин способом їх заливання

Початкові параметри для моделювання об'єднання двох компланарних ідентичних поверхневих тріщин в одну магістральну поверхневу тріщину способом поступового заливання сідлоподібного фронту [47] подано на рис. 3.7.

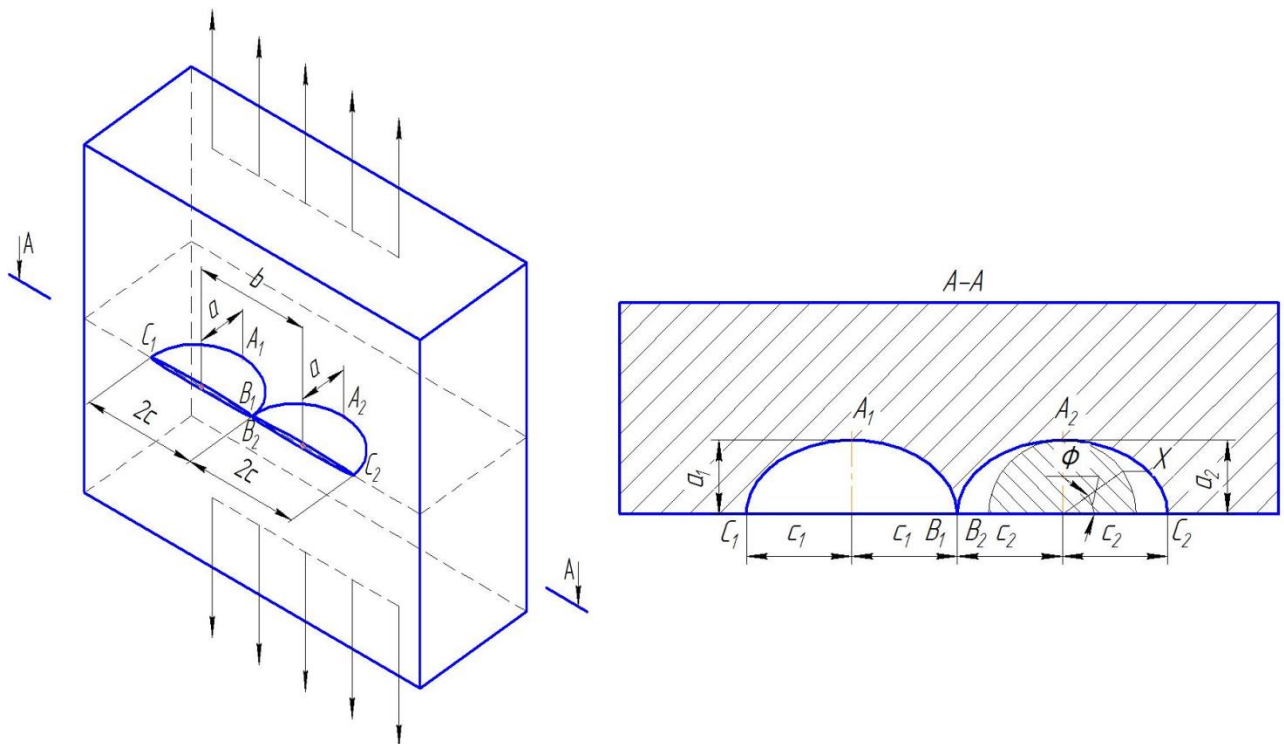


Рис. 3.7. Початкові параметри півеліптичних поверхневих тріщин у пластині скінчених розмірів в момент їх дотику ($t_s = 0$) при моделюванні процесу злиття

На рис. 3.7 показано початковий момент об'єднання двох поверхневих півеліптичних тріщин. Далі при циклічному навантаженні утворюється сідлоподібний фронт нової тріщини, який поступово вирівнюється (згладжується). Згодом утворюється поверхнева півеліптична тріщина канонічної форми суттєво більших розмірів. Це найбільш ймовірний варіант процесу злиття двох чи декількох поверхневих тріщин в одну магістральну тріщину, що підтверджується даними експериментальних досліджень, зокрема зламами великогабаритних зразків з рядом позначених кривих, що ілюструють

поступовий розвиток поверхневої тріщини при циклічному навантаженні [5, 62, 117].

Для оцінки КІН в зоні злиття тріщин застосовувався метод скінчених елементів. При моделюванні процесу злиття тріщин було репрезентовано ряд унікальних геометричних конфігурацій тріщин з сідлоподібним фронтом, що об'єднуються.

У запропонованих моделях в процесі об'єднання двох тріщин розміри півосей залишались незмінними, а змінювалась тільки конфігурація області злиття тріщин. Таке постулювання процесу об'єднання двох тріщини в одну підтверджується експериментальними даними [5, 62, 117]. На зламах чітко видно, що при об'єднанні тріщин, у першу чергу, відбувається ріст тріщини в сідлоподібній області a_{coal} ($a_i \dots a_j$), а в напрямках півосей кожної з тріщин ріст є мінімальним (рис. 3.8).

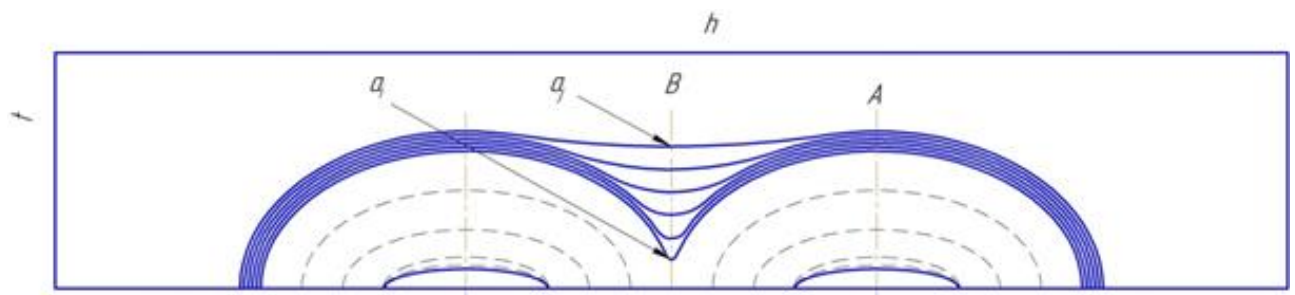


Рис. 3.8. Ілюстрація моделі об'єднання поверхневих тріщин способом поступового заливання сідлоподібного контуру

Зазначимо, що формування складних геометричних контурів нашою хується на проблему неможливості їх опису єдиною кривою [116]. Це викликало необхідність конструювання складених кривих (кривих, що формуються з дуг простих сплайнів). Основною вимогою спряження кривих є гладкість. Під гладкістю розуміють співпадіння кількості похідних (рівнянь спряжених кривих) в точці спряження.

Найпростіший варіант побудови спряжених кривих – з дуг кіл. Через точки спряження проходять тільки спільні дотичні. Таке спряження

відповідає першому порядку гладкості (співпадають тільки перші похідні). Аналогічно будується зовнішнє спряження еліпса чи півеліпса з колом. Побудова дотичної до еліпса (з відомими півосями) в заданій точці полягає у знаходженні дотичної, проведеної через цю точку. Дотична перпендикулярна до бісектриси кута, вершиною якого є задана точка, а сторони переходять через полюси півеліпса. Спряження дуг у випадку двох однакових півеліптичних тріщин наведено на рис. 3.9.

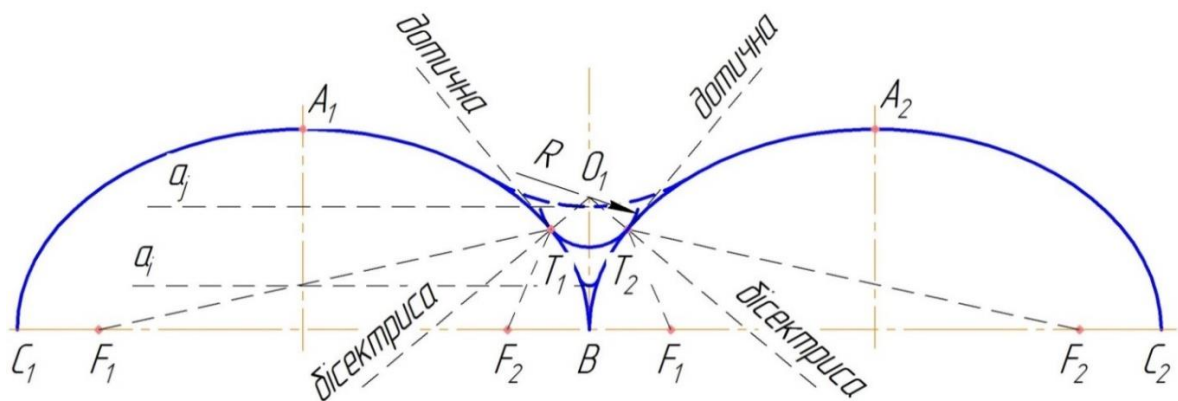


Рис. 3.9. Ілюстрація методу моделювання вирівнюючої області контуру при об'єднанні поверхневих тріщин у випадку двох ідентичних тріщин

Процес моделювання поверхневої тріщини з контуром довільної конфігурації здійснюємо засобами програмного комплексу ANSYS – 19.2. Побудову тріщини з фронтом довільної конфігурації у заданому твердому тілі (Solid) виконуємо в такій послідовності.

У модулі Design Modeler пакету прикладних програм ANSYS Workbench - 19.2 на необхідній площині будуємо ескіз тріщини таким чином, щоб фронт тріщини заданого профілю знаходився у необхідному перетині тіла.

За допомогою команди Extrude формуємо з побудованого ескіза тіло довільної товщини. Вибравши грань побудованого тіла, командою Thin створюємо поверхневе тіло нульової товщини (Surface Body).

У модулі Static Structural - Mechanical додаємо вкладку Fracture і задаємо модель крайової тріщини довільної конфігурації (Arbitrary Crack). У моделі

Arbitrary Crack необхідно задати конфігурацію фронту тріщини (додавши Surface Body до іменованої вибірки Named Selections) та локальні координати тріщини (розташували осі X та Z у напрямку півосей тріщини, а вісь Y – перпендикулярно до площини тріщини).

Вибрані характерні моделі поверхневої тріщини із заданою конфігурацією сідлоподібного фронту, що оцінюються безрозмірним параметром $\frac{a_{coal}}{a} = 0,179; 0,483; 0,775$ (де a – глибина кожної з двох симетричних тріщин, що об'єднуються; a_{coal} – відстань від поверхні зразка до найглибшої точки сідлоподібної западини кожного із змодельованих контурів), представлено на рис. 3.10 – 3.14.

Аналіз отриманих результатів вказує на суттєве зростання КІН K_I з $33,1 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,775$ до $46,1 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (в 1,4 рази) при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,443$ та до $87,1 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (в 2,63 рази) при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,157$, що пояснюється зменшенням радіуса спряження R з 5,0 до 0,0726 мм доля досліджуваної зміни $a_{coal} = 6,705 - 1,548$ та взаємного впливу фронтів поверхневих тріщин, що об'єднуються.

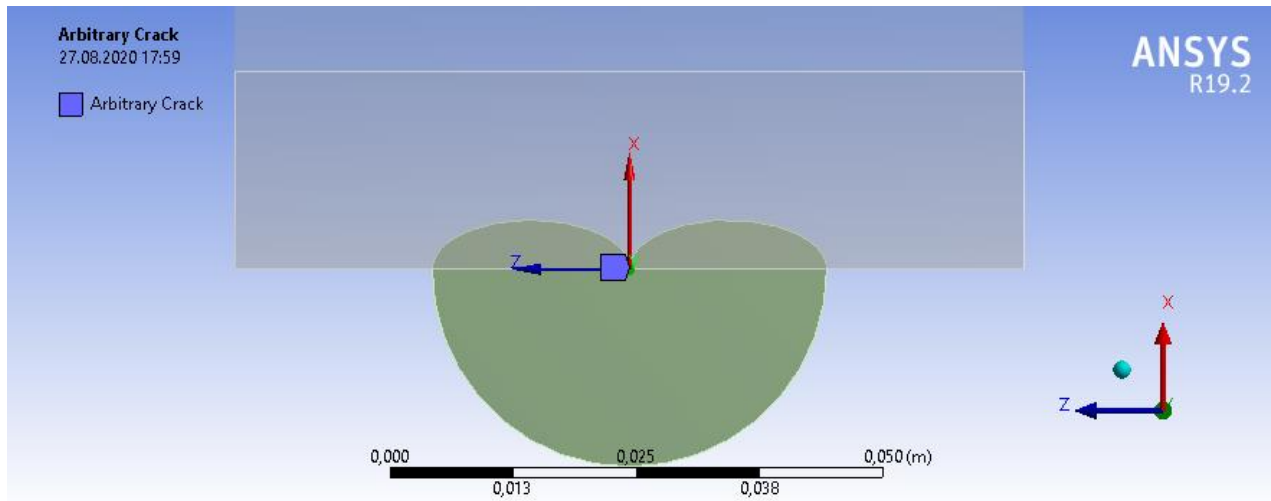
Варто зазначити, що моделювання злиття поверхневих тріщин для вказаних на рисунках 3.10 – 3.14 випадків проводилось при високому значенні коефіцієнті їх форми $a/c = 1,572$, тобто коли контури поверхневих тріщин, що об'єднуються на значній висоті від поверхні зразка максимально наближаються один до одного.

Це дозволяло перевірити працездатність моделі при максимальному зближенні контурів і максимальних значеннях визначуваних КІН K_I .

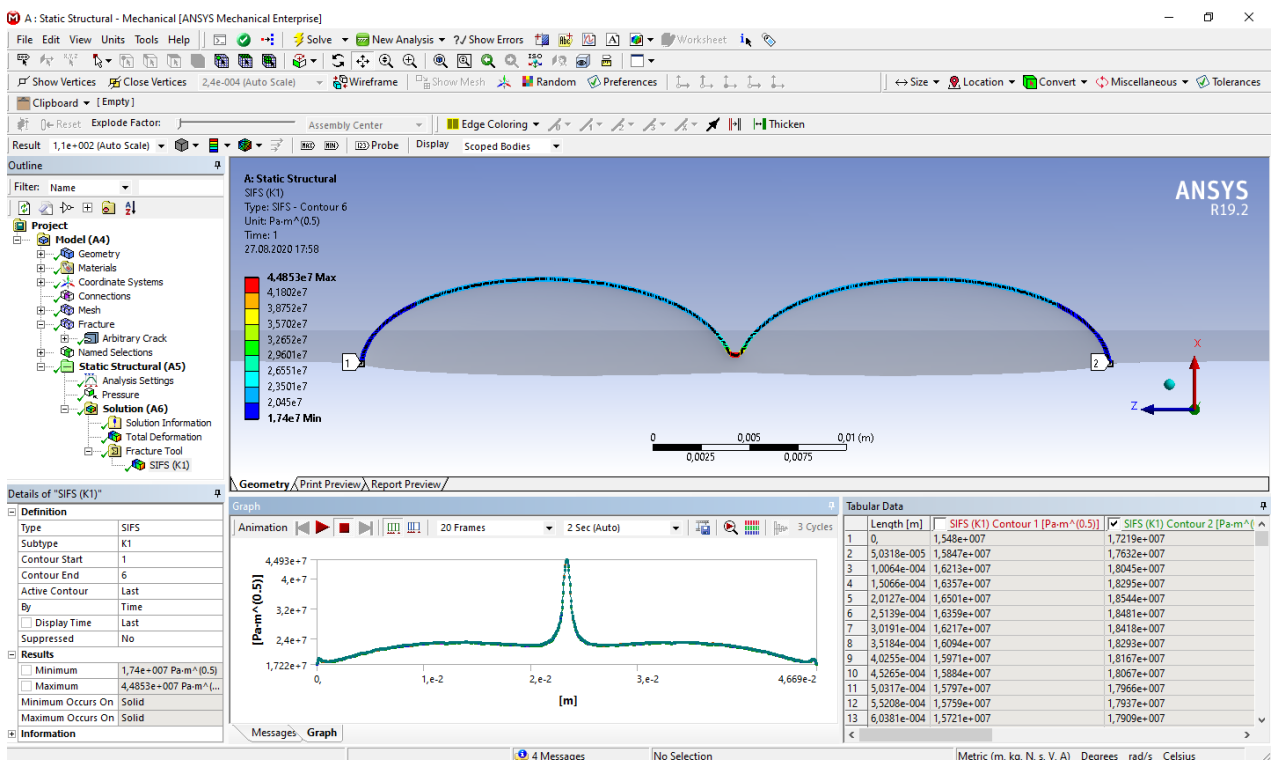
Після задання умов закріплення та навантаження твердого тіла та виконання розрахунку у вкладці Fracture Tool закладки Solution можна у загальному випадку дізнатися значення коефіцієнтів інтенсивності напружень (КІН) нормального відриву (рис. 3.10, б – 3.14, б) та поздовжнього і поперечного зсуву, J- інтеграла та ін.

У реальних умовах експлуатації елементів конструкцій і машин коефіцієнти форми поверхневих тріщин суттєво менші [68]: $a/c = 0,2... 1,0$ і

залежить від схеми, умов, рівня навантаження та ін. [34, 85]. Для вивчення умов росту поверхневих тріщин при їх об'єднанні була запропонована методика визначення КІН K_I вздовж ряду сідлоподібних контурів різної геометрії, що моделюють поступове розповсюдження тріщини (рис.3.15 і 3.16).

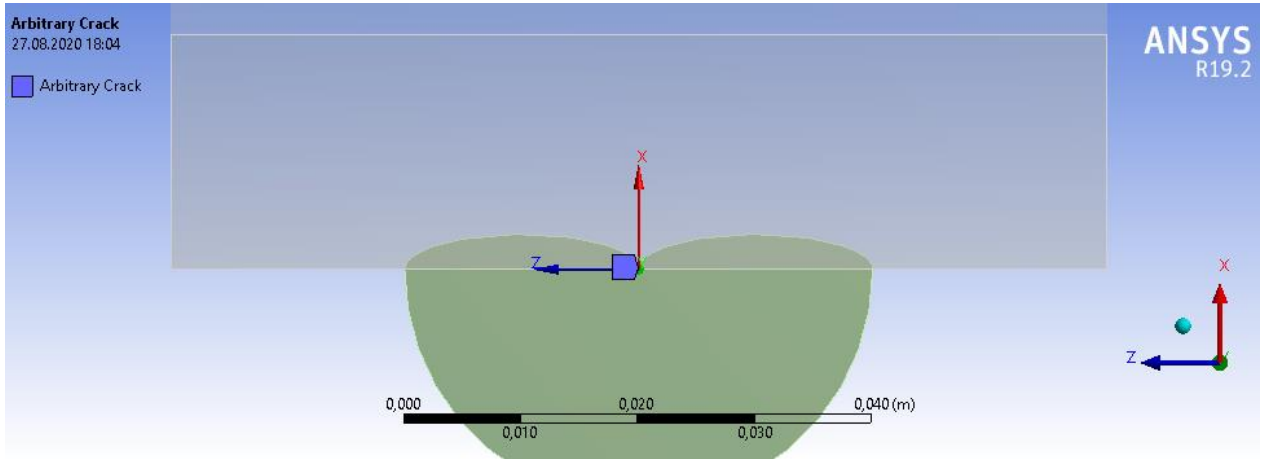


a)

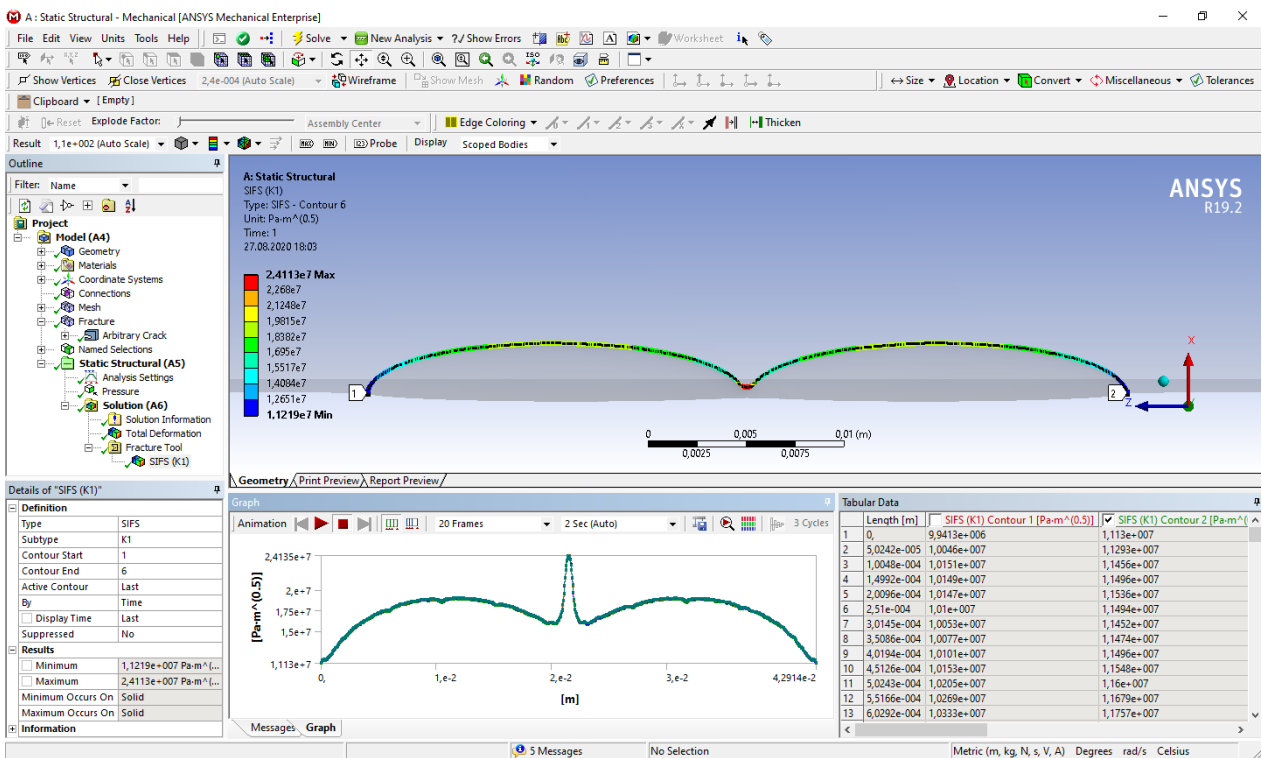


б)

Рис. 3.10. Модель поверхньої тріщини із сідлоподібним контуром при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,2$; $a = 5$ мм (а) та результати КІН K_I при $\sigma = 187,5$ МПа (б)

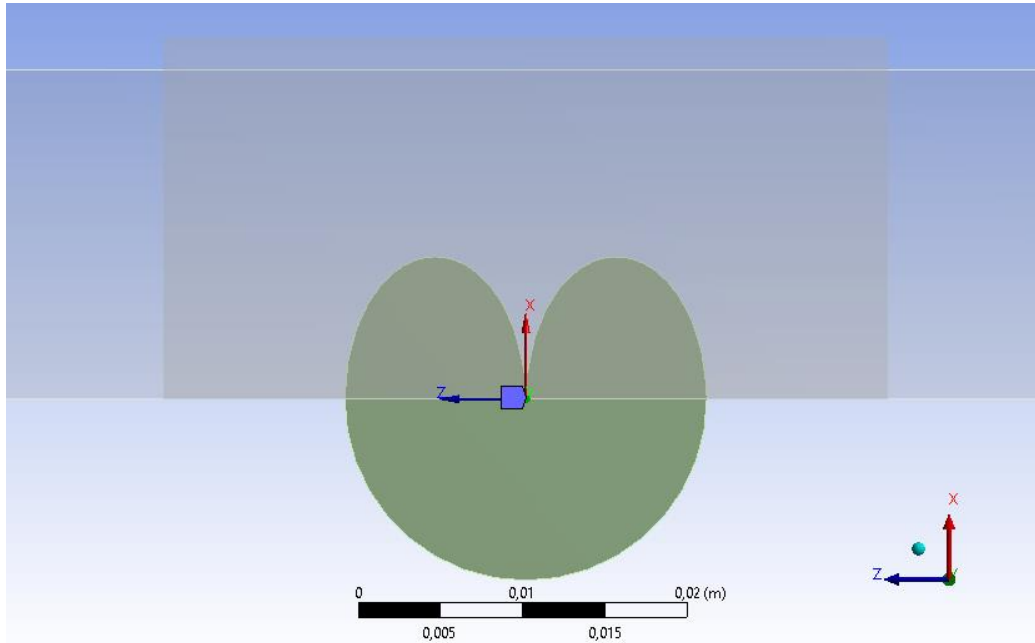


a)

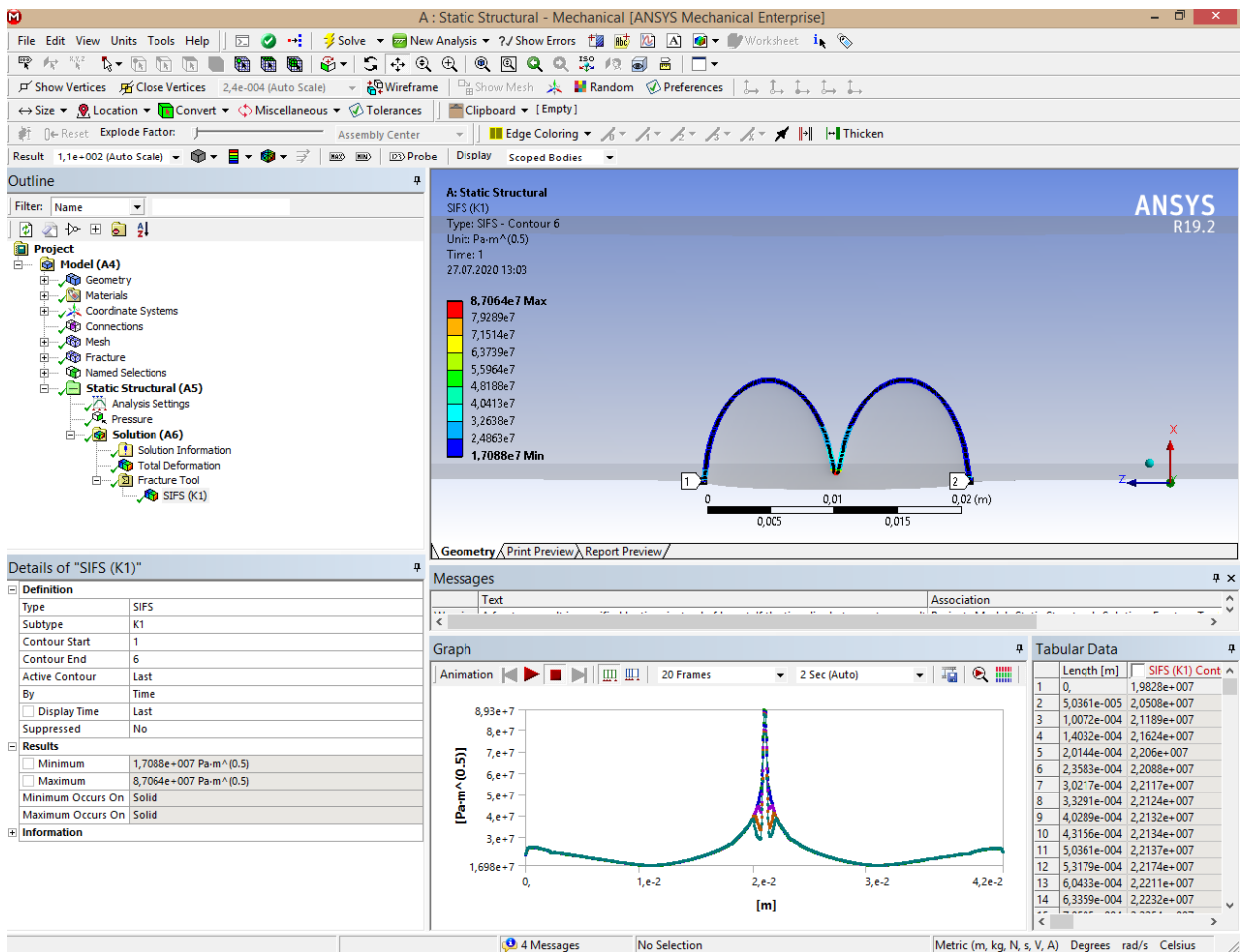


б)

Рис. 3.11. Модель поверхньої тріщини із сідлоподібним контуром при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,2$; $a = 3$ мм (а) та результати КІН K_I при $\sigma = 187,5$ МПа (б)

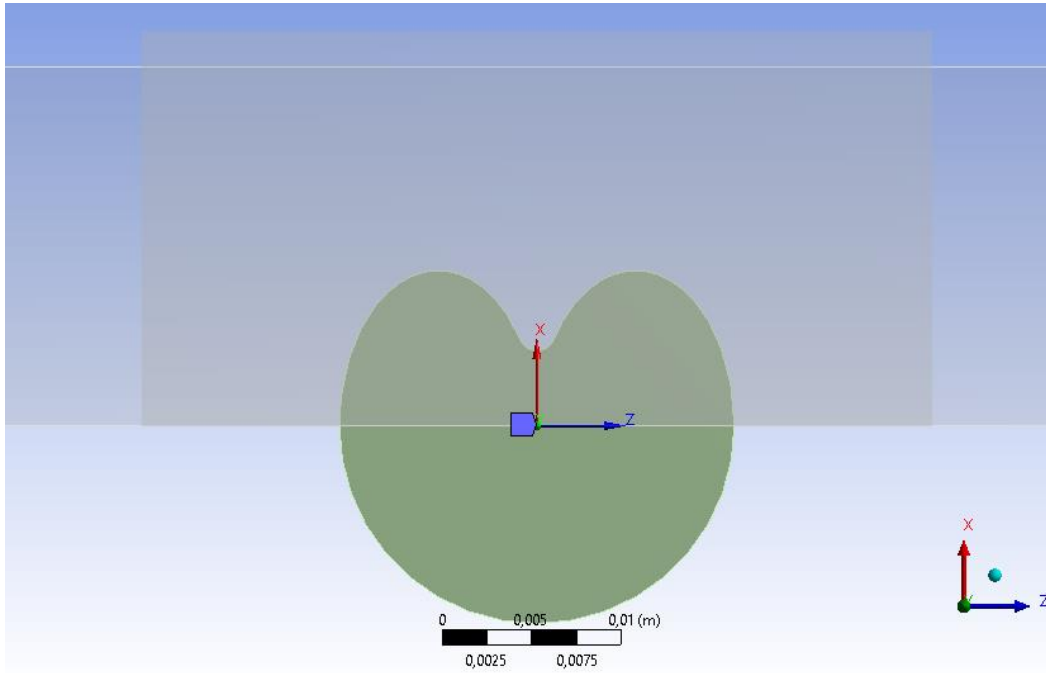


a)

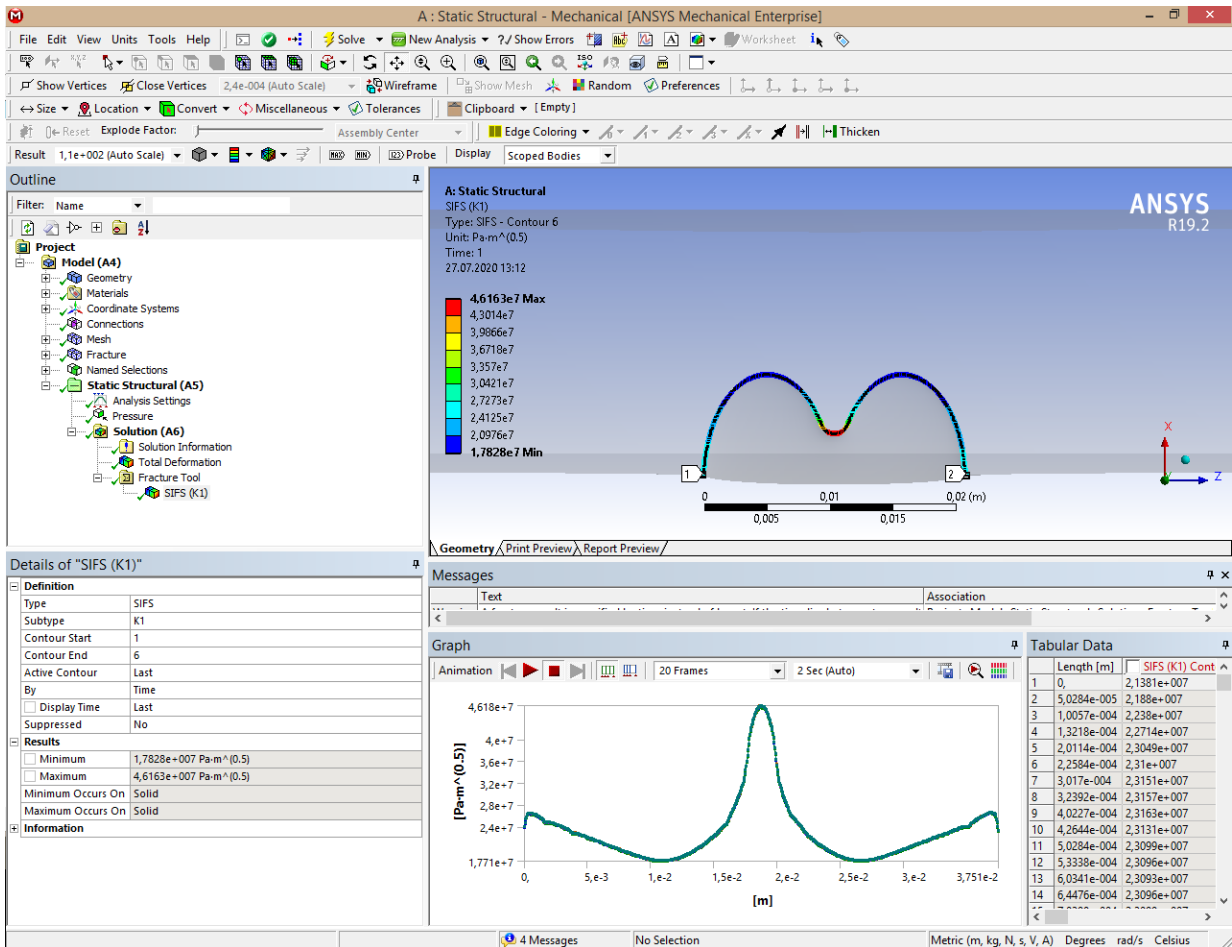


б)

Рис. 3.12. Модель поверхневої тріщини із сідлоподібним контуром при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,179$; $a = 8,648$ мм (а) та результати КІН K_I при $\sigma = 187,5$ МПа (б)

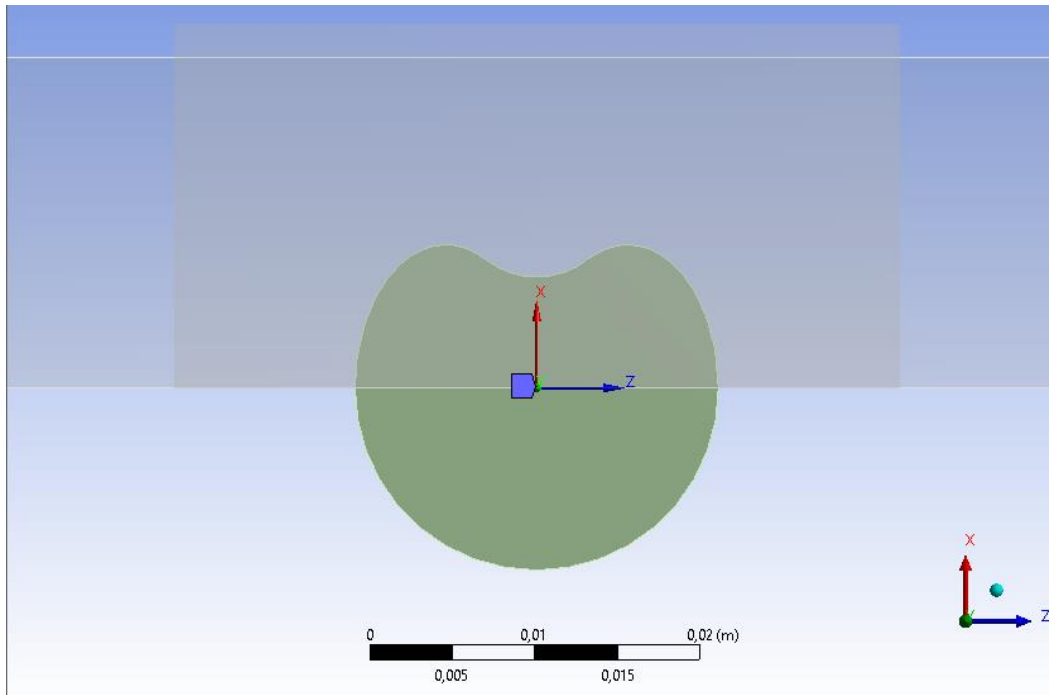


a)

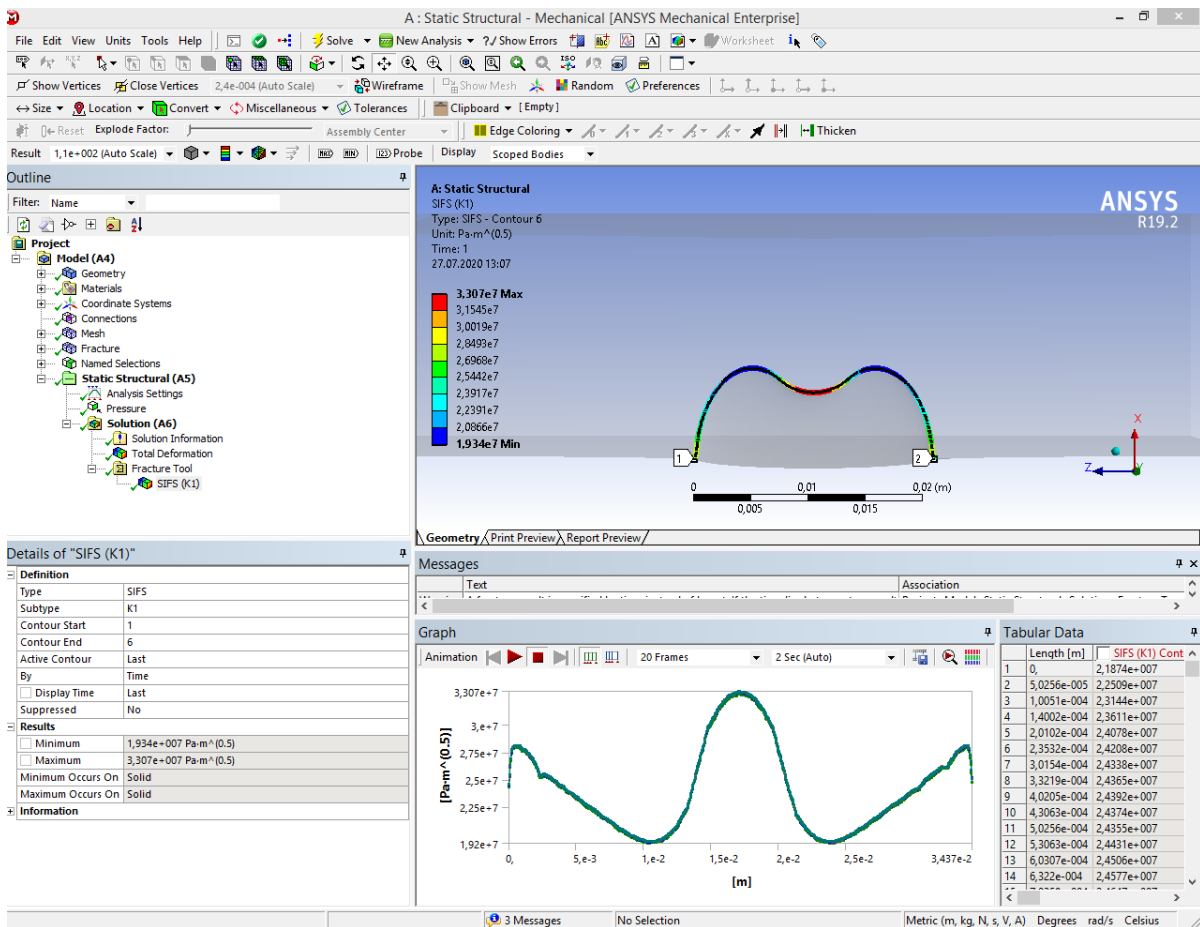


b)

Рис. 3.13. Модель поверхневої тріщини із сідлоподібним контуром при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,483$; $a = 8,648$ мм (a) та результати КІН K_1 при $\sigma = 187,5$ МПа (б)

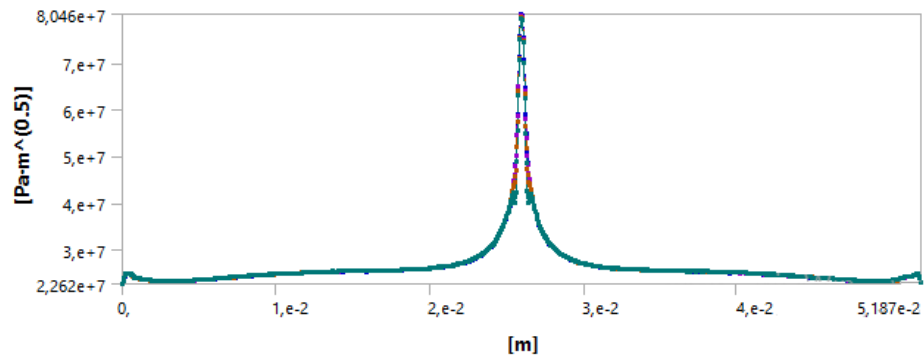


a)

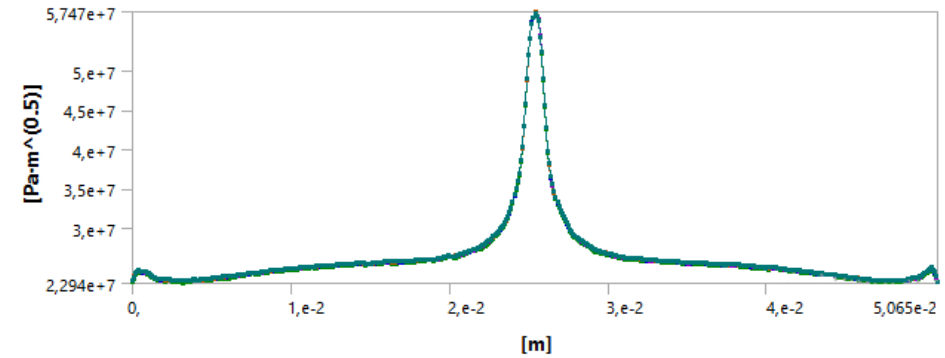


б)

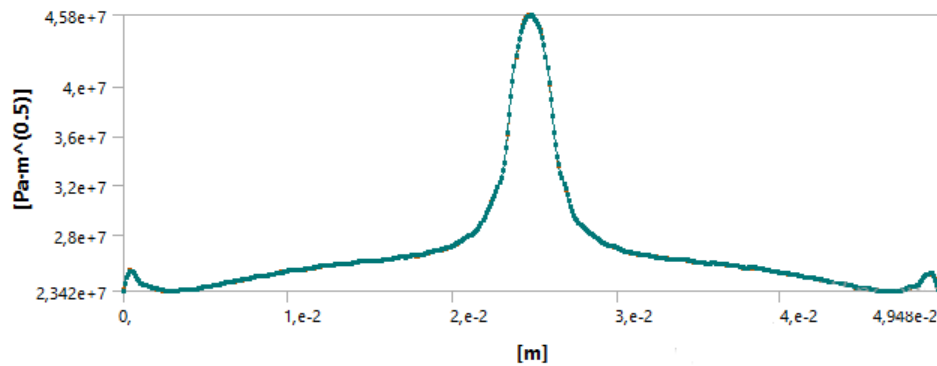
Рис. 3.14. Модель поверхневої тріщини із сідлоподібним контуром при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,775$; $a = 8,648$ мм (а) та результати КІН K_1 при $\sigma = 187,5$ МПа (б)



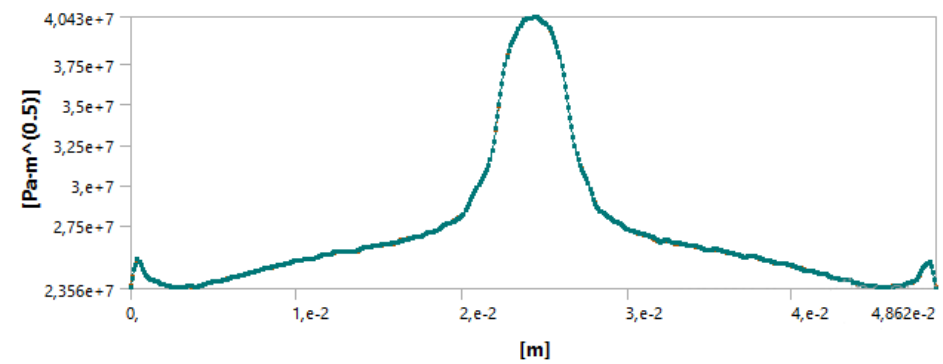
а)



б)

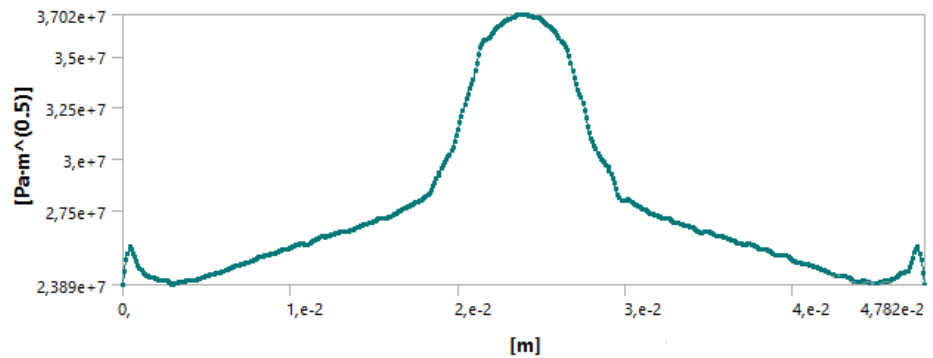


в)

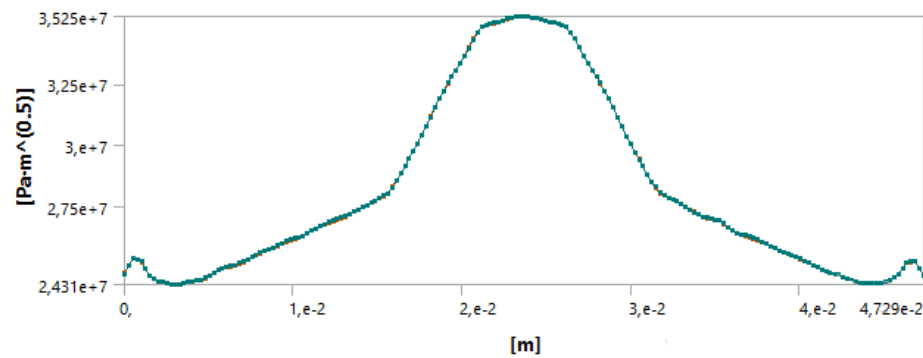


г)

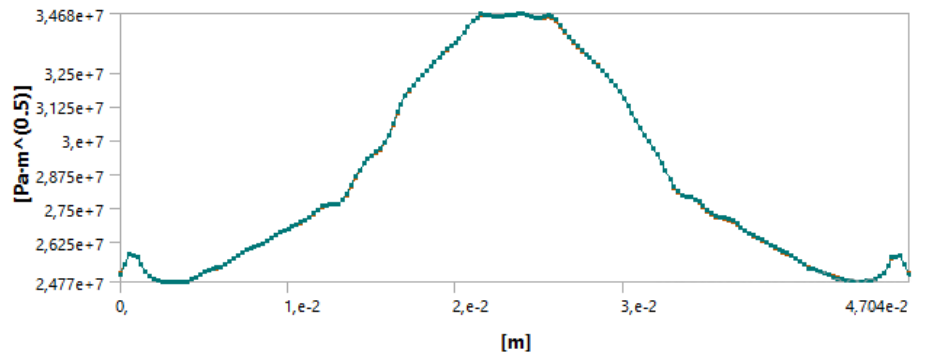
Рис. 3.15. Розподіл значень КІН K_I вздовж контурів ідентичних поверхневих тріщин при моделюванні їх поступового об'єднання при $\frac{a_{coal}}{a}$: а - 0,149; б - 0,256; в - 0,378; г - 0,491; д - 0,626; е - 0,754; є - 0,85; ж - 0,95.



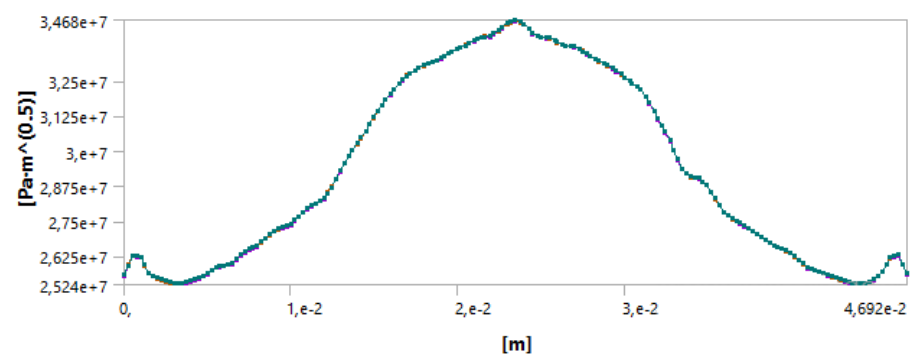
д)



е)



є)



ж)

Продовження рис. 3.15.

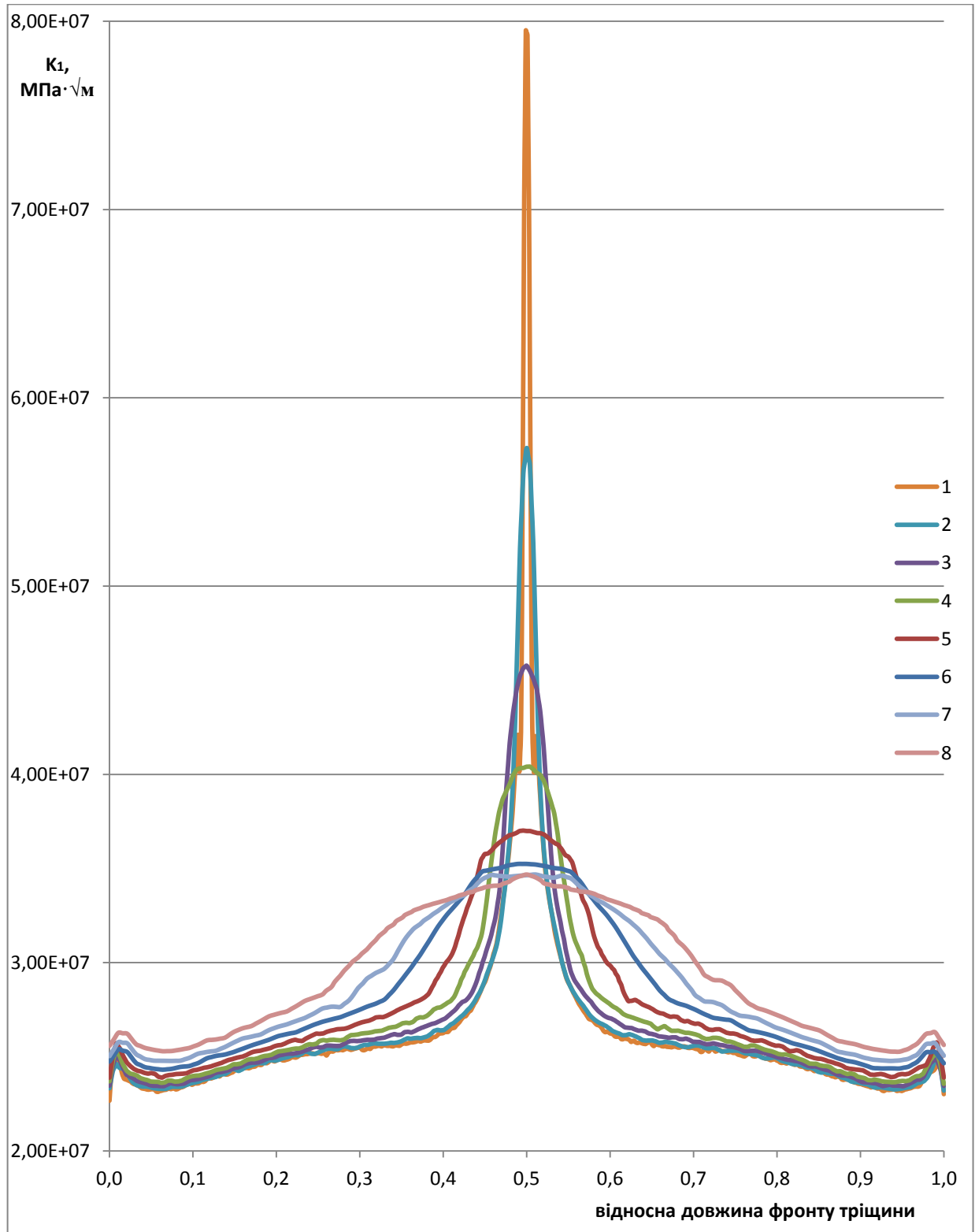


Рис. 3.16. Розподіл значень КІН K_I вздовж контуру поверхневої сідлоподібної тріщини при моделюванні поступового злиття $\frac{a_{coal}}{a}$: 1) 0,149; 2) 0,256; 3) 0,378; 4) 0,491; 5) 0,626; 6) 0,754; 7) 0,85; 8) 0,95 при $\sigma = 187,5$ МПа для приведеної довжини фронту тріщини.

Геометричні параметри двох ідентичних поверхневих тріщин, що зливаються, умови навантаження, а також значення КІН K_I , отримані МСЕ для характерних точок сідлоподібної тріщини при розтягу представлені в табл. 3.2.

Таблиця 3.2

Геометричні характеристики та значення КІН K_I характерних точок симетричної поверхневої сідлоподібної тріщини при моделюванні об'єднання двох менших тріщин

№	a , мм	c , мм	$\frac{a}{c}$	$\frac{a}{4c}$	a_{coal} , мм	$\frac{a_{coal}}{a}$	R , мм
1	2	3	4	5	6	7	8
1	7,0	10,0	0,7	0,175	1,043	0,149	0,14
2	7,0	10,0	0,7	0,175	1,792	0,256	0,5
3	7,0	10,0	0,7	0,175	2,646	0,378	1,4
4	7,0	10,0	0,7	0,175	3,437	0,491	3,0
5	7,0	10,0	0,7	0,175	4,382	0,626	7,0
6	7,0	10,0	0,7	0,175	5,278	0,754	16,0
7	7,0	10,0	0,7	0,175	5,95	0,85	34,0
8	7,0	10,0	0,7	0,175	6,65	0,95	129,0

продовження таблиці 3.2

№	σ , МПа	K_I , МПа $\sqrt{м}$			γ_A	γ_C	γ_{coal} $= \gamma_B$	V_{coal} , м/цикл
		т. С	т. А	т. В				
1	9	10	11	12	13	14	15	16
1	187,5	22,67	25,2	79,51	1,02	0,97	3,4	$4,0 \cdot 10^{-6}$
2	187,5	23,33	25,3	57,33	1,03	1	2,45	$1,1 \cdot 10^{-6}$
3	187,5	23,47	25,6	45,77	1,04	1	1,96	$4,7 \cdot 10^{-7}$
4	187,5	23,7	25,9	40,41	1,05	1,01	1,73	$3,4 \cdot 10^{-7}$
5	187,5	23,89	26,2	37,02	1,07	1,02	1,58	$3,0 \cdot 10^{-7}$
6	187,5	24,75	26,6	35,25	1,08	1,06	1,51	$2,5 \cdot 10^{-7}$
7	187,5	25,04	27,3	34,683	1,11	1,07	1,48	$2,4 \cdot 10^{-7}$
8	187,5	25,58	28,1	34,681	1,14	1,09	1,48	$2,4 \cdot 10^{-7}$

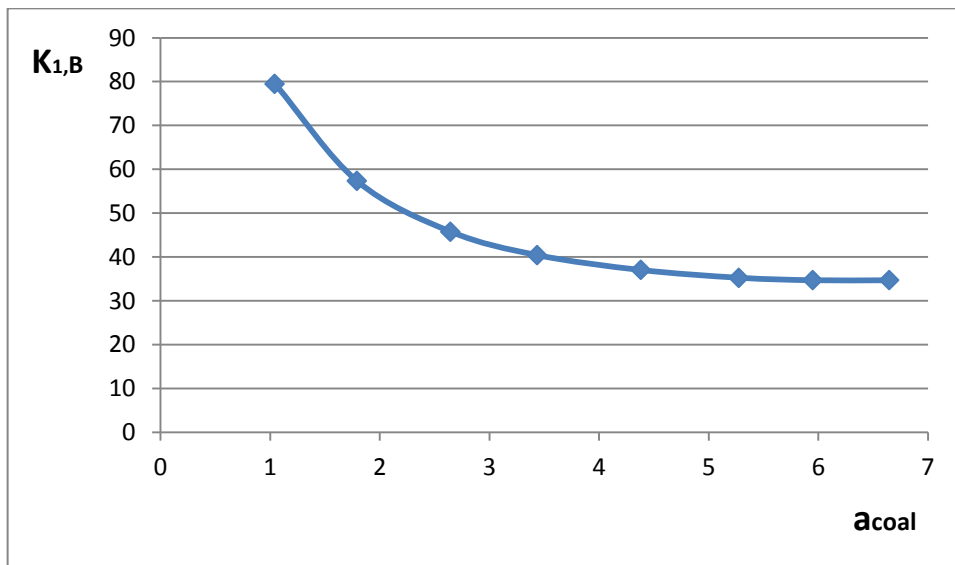
Аналізуючи дані таблиці 3.2 та результати, представлені на рис. 3.17, а, варто зазначити наступне. При зменшенні сідлоподібності тріщини $\frac{a_{coal}}{a}$ згідно з

представленою моделлю відбувається суттєве зростання радіуса спряження R , особливо при збільшенні значення $\frac{a_{coal}}{a} > 0,5$, що відповідає 50% заповненню сідлоподібного фронту тріщини.

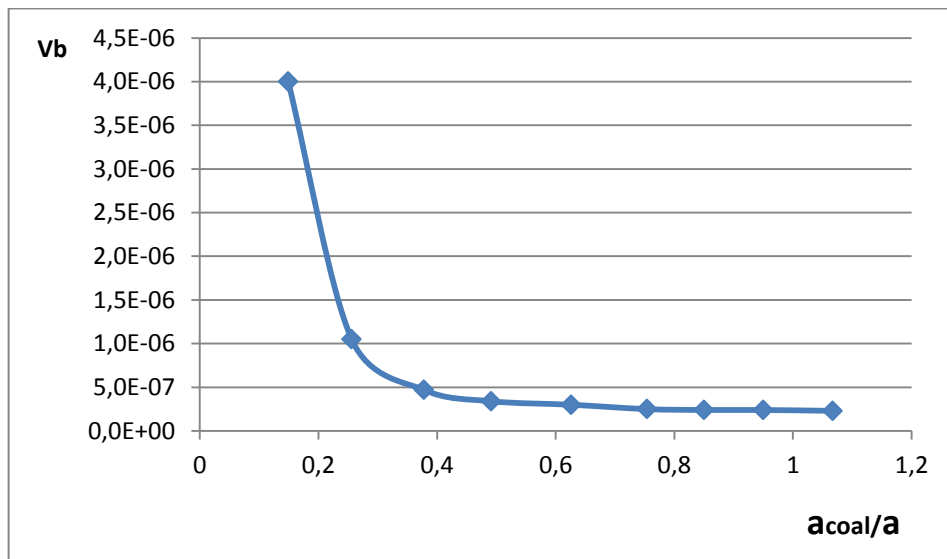
Очевидно, що на початковій стадії злиття тріщин значення КІН є максимальним саме в найглибшій ділянці сідлоподібного фронту, а при вирівнюванні цього контуру – поступово знижується.

При цьому тенденції зміни КІН на різних ділянках об'єднання тріщин є відмінними: при злитті тріщин від 14,9% до 62,6% коефіцієнт взаємодії тріщин, що характеризує відношення КІН у найглибшій точці сідлоподібного фронту до значень КІН для поверхневих точок одиночної тріщини, γ_B зменшився у 2,15 рази, у той час як при зміні заповненості сідлоподібного фронту від 62,6% до 95% – лише в 1,07 рази. Зазначимо, що при досліджуваній нами наповненості сідлоподібного контуру, від 14,9% до 95,0% коефіцієнт $\gamma_{coal} = \gamma_B = \frac{K_1^B}{K_1^C}$ зріс у 2,30 рази. Така зміна співвідношення КІН призводить до суттєвих змін швидкості росту тріщини у найглибшій точці сідлоподібного фронту у порівнянні з точками С, що знаходяться на поверхні (рис. 3.17, б). Так, при заповненості 14,9% швидкість росту втомної тріщини, визначена за кінетичною діаграмою втомного руйнування (КДВР) сталі 09Г2С при коефіцієнті асиметрії $R = 0$, у т. В становить $V_B = 4 \cdot 10^{-6} \frac{\text{м}}{\text{цикл}}$, що у 16,67 разів перевищує швидкість тієї ж точки В ($V_B = 2,4 \cdot 10^{-7} \frac{\text{м}}{\text{цикл}}$) при практично повному злитті тріщин (при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,95$). Зазначимо, що швидкості точок А та С за час злиття змінюється несуттєво, залишаючись в межах $\sim 8 \cdot 10^{-8} \frac{\text{м}}{\text{цикл}}$ та $1 \cdot 10^{-7} \frac{\text{м}}{\text{цикл}}$ відповідно.

Необхідно також зазначити, що найбільш суттєве збільшення швидкості росту тріщини (практично на порядок) спостерігається на початковій стадії злиття тріщин в діапазоні досліджуваних значень $\frac{a_{coal}}{a} = 0,149 \dots 0,256$, тобто в зоні найбільших значень коефіцієнтів інтенсивності напружень (рис. 3.17, а).



a)



б)

Рис. 3.17. Розподіл значень коефіцієнтів інтенсивності напружень K_1^B (а) та швидкостей росту тріщини (б) у найглибшій точці сідлоподібного фронту при моделюванні злиття двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин

Під час об'єднання поверхневих тріщин значення КІН K_1 збільшуються не тільки в найглибшій точці сідлоподібного контуру, де вони є максимальними, але й вздовж фронтів тріщин, що зливаються. Причому суттєвішим є збільшення КІН K_1 вздовж внутрішніх півконтурів тріщин, що зливаються, в порівнянні з відповідними точками одинарної поверхневої тріщини з такими ж

розмірами. Відповідно збільшуються і коефіцієнти взаємодії γ_{coal} для ідентичних точок фронту поверхневих тріщин, що порівнюються. Так, для найглибшої від поверхні точки А піввісь a (рис. 3.8) значення коефіцієнта взаємодії γ_{coal} збільшується від 2% до 14% при злитті поверхневих тріщини від 14,9% до 95% (рис. 3.18).

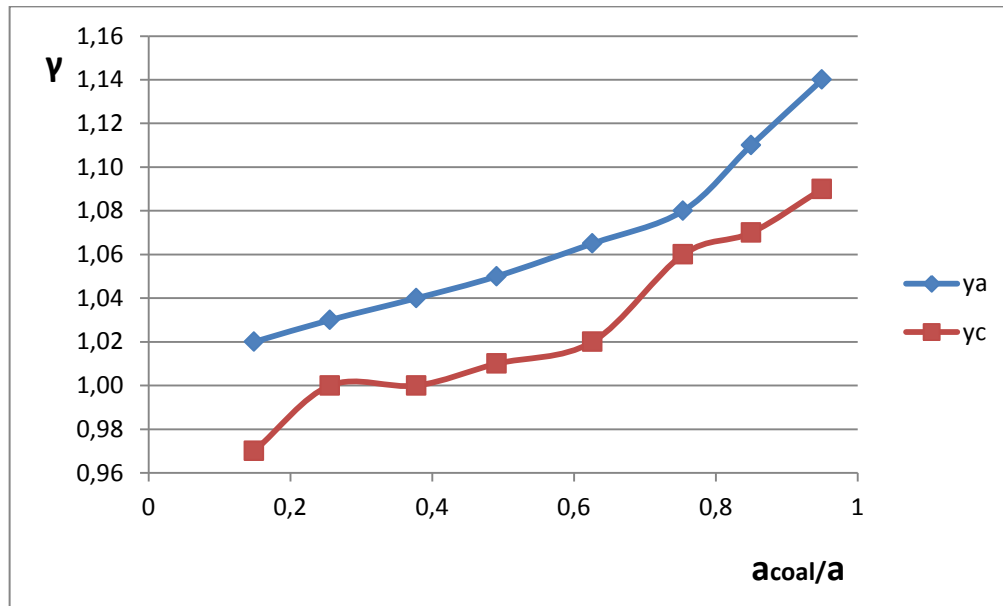


Рис. 3.18. Розподіл значень коефіцієнтів взаємодії для крайніх точок півосей a та c поверхневих тріщин при їх злитті

Значення коефіцієнтів взаємодії γ_A (для точки, що має глибину a), γ_C (для крайньої поверхневої точки півдіагоналі c) (рис. 3.18) та $\gamma_B = \gamma_{coal}$ (для найглибшої точки сідлоподібного фронту) (рис. 3.19) визначались як відношення КІН K_I , отриманих МСЕ при моделюванні кожного з восьми сідлоподібних контурів до значень КІН K_I для відповідних точок поверхневої півеліптичної тріщини з півдіагоналями $a = 7,0$ мм та $c = 10,0$ мм ($a/c = 0,7$; $a/t = 0,35$, де t – товщина пластини), за тих же умов навантаження, які отримані за відомими залежностями Ньюмена-Раджу [22] для одинарної поверхневої тріщини.

Моделювання процесу злиття поверхневих тріщин демонструє також його вплив на зміну значень КІН K_I у порівнянні з поверхневими тріщинами

канонічної форми та γ_c навіть для найбільш віддалених точок сідлоподібної тріщини, що розташовані на поверхні зразка (точки С) (рис. 3.18).

Отримані результати показують мінімальні зміни коефіцієнтів від – 3% до 2% в діапазоні $\frac{a_{coal}}{a} = 0,149 \dots 0,626$ та суттєвіші – до 9% при більшій заповненості сідлоподібного контуру. Проте ці відмінності у кілька разів, а то й на порядок, менші за зміни коефіцієнтів області злиття тріщин, що підтверджує прийняту при моделюванні гіпотезу про незмінність розмірів півосей поверхневих тріщин та визначальну роль геометрії області злиття при об'єднанні поверхневих тріщин.

Порівняльний аналіз γ_{coal} (рис. 3.19) при $a/4c = 0,175$; $a/t < 0,5$ показує, що результати отримані за запропонованою методикою мають добру збіжність з даними [4] за винятком незначного відхилення при малих значеннях $\frac{a_{coal}}{a}$. Оцінка γ_{coal} (і однозначно КІН) за методом перекриття тріщин [3] має значні розбіжності з представленими результатами та даними [4] і є консервативною, оскільки суттєво вищі значення КІН зменшують тривалість процесу злиття тріщин.

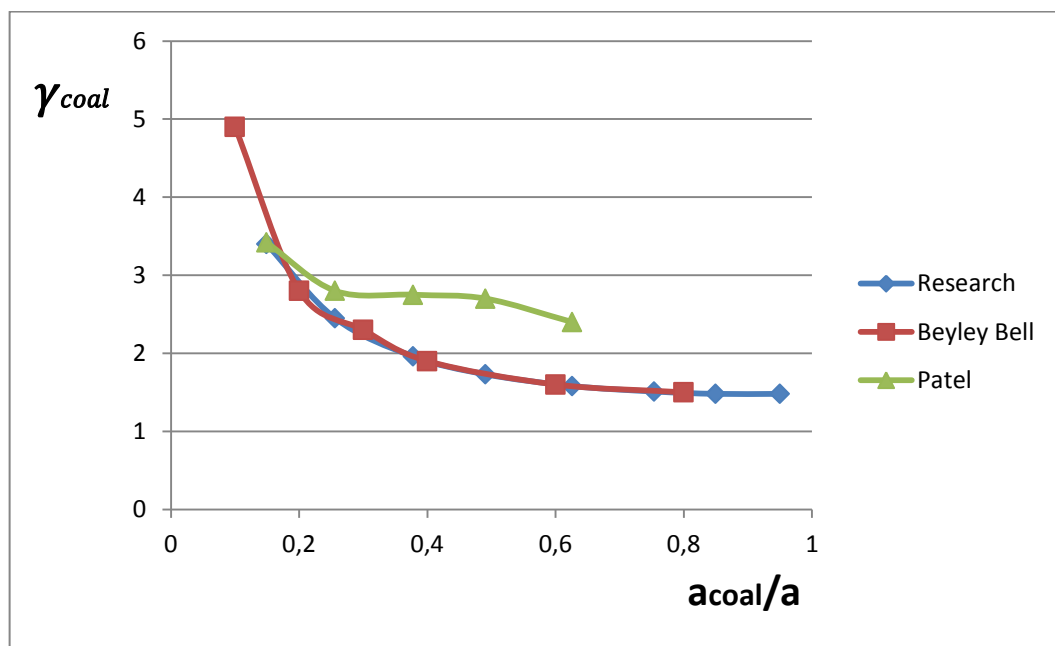


Рис. 3.19. Порівняння значень коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} отриманих різними методами

3.4. Розробка та верифікація моделі процесу об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин

При розповсюдженні поверхневої півеліптичної тріщини (тріщини канонічної форми) в елементі конструкції при циклічному навантаженні традиційний підхід до аналізу розвитку руйнування є досить простим і ефективним. При об'єднанні поверхневих тріщин спостерігається розповсюдження магістральної поверхневої тріщини з сідлоподібним контуром (тріщини неканонічної форми), що постійно змінюється в часі. Це вимагає нетрадиційного підходу до аналізу її росту. Складнощі, насамперед, пов'язані з необхідністю визначення КІН вздовж сідлоподібного контуру, який змінюється при циклічному навантаженні, оскільки універсальні розрахункові залежності для рішення цієї задачі відсутні. Зазначимо, що обчислення КІН необхідно багаторазово повторювати. Значні труднощі також пов'язані з встановленням форми контуру та траєкторії його розвитку в процесі циклічного навантаження.

Для подолання зазначених проблем при визначенні довговічності при об'єднанні поверхневих тріщин запропоновано спрощений підхід, оснований на імітаційному моделюванні. Варто зазначити, що на сьогодні імітаційне моделювання – найефективніший метод дослідження систем чи процесів, що змінюються в часі [72].

Імітаційним моделюванням називають метод дослідження, при якому досліджувана система замінюється моделлю, що з достатньою точністю описує реальну систему (чи процес), і з нею проводяться експерименти з метою отримання інформації про цю систему. Таке моделювання на основі відтворення (імітації) стану системи (чи процесу) на основі аналізу її поведінки в англійській мові називається «simulation».

На даний момент імітаційне моделювання – найбільш ефективний метод дослідження систем, а іноді і єдиний практично доступний метод отримання інформації про поведінку системи, особливо на етапі проектування [118].

Методологія імітаційного моделювання об'єднання поверхневих тріщин передбачала розв'язок двох задач, а саме обґрунтування моделі об'єднання двох

поверхневих тріщин в єдину магістральну шляхом злиття (обґрунтування геометрії тріщини при нестационарному процесі), а також розрахункових формул, що дозволяють адекватно описати НДС вздовж ряду сідлоподібних контурів, змінних в часі, для розрахунку залишкової довговічності елемента конструкції за даними експерименту [72].

Геометричні параметри моделі злиття поверхневих тріщин обґрунтовано з такими припущеннями:

- процес об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин з розмірами півдіагоналей a та c та коефіцієнтом форми a/c моделюється як розвиток магістральної поверхневої тріщини з розміром діагоналі на поверхні елемента $4c$ та сідлоподібним контуром, що поступово заливається в процесі циклічного навантаження;
- процес заливання сідлоподібного контуру представляється рядом кривих ліній, що імітують поступове злиття тріщин в межах $0,1 \leq \frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$;
- спряження контурів півеліпсів здійснюється дугами кіл (рис. 3.9);
- геометричні розміри поверхневих тріщин (довжини півдіагоналей a та c , коефіцієнт форми a/c) в процесі їх злиття ($\frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$) є незмінними (підтверджується даними експериментальних досліджень [5] та результатами з визначення КІН для поверхневих точок тріщини (рис. 3.15).

На наступному етапі МСЕ визначаємо КІН для ряду фіксованих конфігурацій контурів, що імітують розвиток сідлоподібного фронту поверхневої тріщини. Отримані значення КІН і значення характеристик циклічної тріщиностійкості матеріалу дозволяють перейти безпосередньо до дослідження кінетики втомного руйнування та живучості елемента конструкції. Розв'язок цієї задачі здійснюється на основі інтегрування рівняння Періса.

Апробацію запропонованої імітаційної моделі об'єднання двох півеліптичних тріщин здійснено за даними експериментальних досліджень (рис. 3.20) [5]: сталь 50D BS 4360 ($\sigma_y = 330$ МПа; $\sigma_u = 560$ МПа): параметри циклічної тріщиностійкості $n = 2,92$; $C = 8 \cdot 10^{-12}$ МПа $^{-n} \cdot \text{м}^{1-n/2}$; коефіцієнт асиметрії $R = 0,1$; розміри поверхневих тріщин перед злиттям (тріщина 1: $a = 11,3$ мм; $2c = 44,8$ мм; коефіцієнт форми $a/c = 0,504$; тріщина 2: $a = 9,2$ мм; $2c = 30,1$ мм; коефіцієнт форми $a/c = 0,611$); кількість циклів до початку злиття $N_0 = 214\ 000$; кількість циклів на етапі злиття $N_3 = 256\ 000$ (при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,95$). Коефіцієнт форми магістральної тріщини в початковий момент злиття становив $a/4c = 0,151$; на завершальному етапі об'єднання (при $\frac{a_{coal}}{a} = 0,95$) – $a/4c = 0,147$.

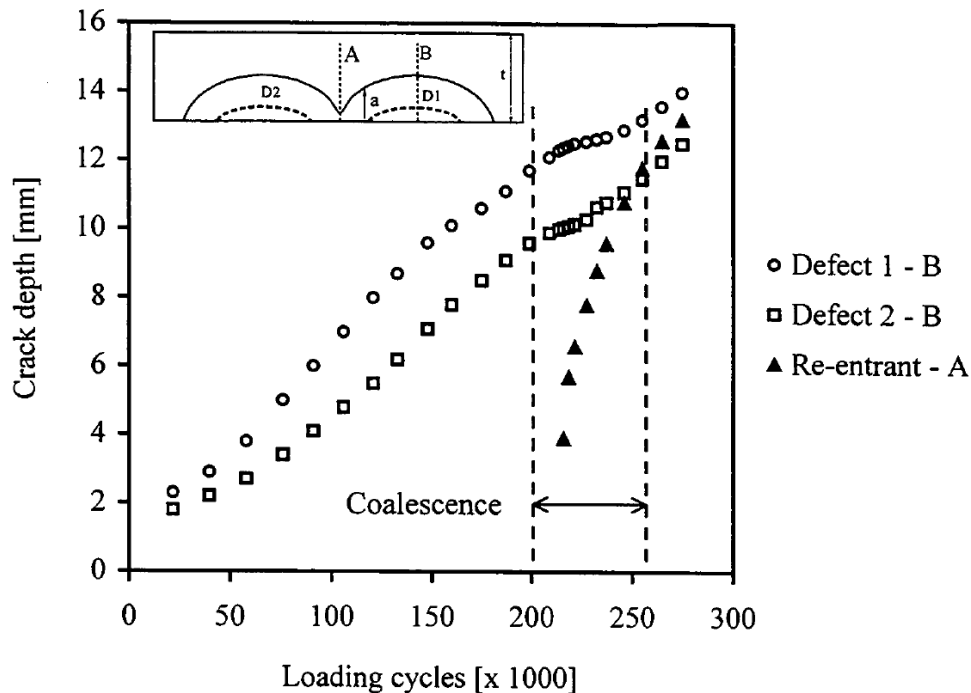


Рис.3.20. Кінетика розвитку поверхневих тріщин при об'єднанні (експериментальні дані [5])

Аналіз експериментальних даних показує, що за час злиття максимальна зміна форми тріщин відбувається в зоні сідлоподібності, у той час, як інші ділянки контуру майже не змінюють розмірів. Так, майже не змінились коефіцієнти форми a/c поверхневих тріщин, що об'єднуються, та

співвідношення $a/4c$ магістральної поверхневої тріщини (зміни не перевищують 2,5 %).

Згідно із запропонованою моделлю, було побудовано 8 різних за формою сідлоподібних контурів, що моделюють розвиток магістральної поверхневої тріщини при злитті двох менших за розмірами тріщин. Методом скінчених елементів було отримано розподіл КІН вздовж кожного з контурів.

Розрахунок довговічності N_{model} (рис. 3.21) здійснювався на основі інтегрування модифікованого рівняння Періса, що описує середньоамплітудну ділянку КДВР сталі 50D BS 4360:

$$N_{model} = \int_{a_{coal\ min}}^{a_{coal\ max}} \frac{1}{C(\Delta K_{a_{coal}})^n} da_{coal} , \quad (3.1)$$

де $\Delta K_{a_{coal}}$ – розмах КІН для найглибшої точки a_{coal} кожного з досліджуваних сідлоподібних контурів поверхневої тріщини (отримано за запропонованою методикою);

a_{coal} – відстань від найглибшої точки кожного з контурів до поверхні зразка.

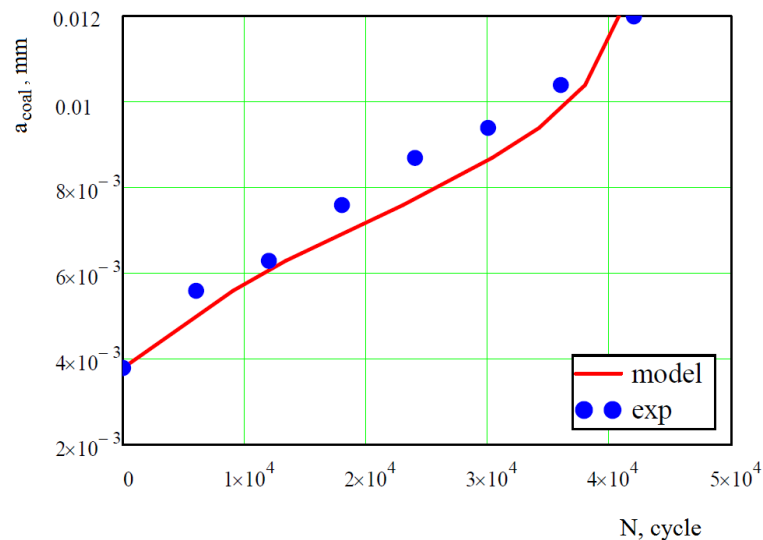


Рис. 3.21. Порівняння результатів імітаційного моделювання процесу об'єднання поверхневих тріщин з експериментальними даними [5]

Зазначимо, що отримана значення кількості циклів $N_{model} = 40410$ циклів необхідних для злиття тріщин добре узгоджується з експериментальним

значенням $N_{exp} = 42000$ циклів (похибка не перевищує 5%). Також варто зазначити якісну збіжність кривих довговічності, отриманих при моделюванні та на основі експериментальних даних.

3.5. Побудова та дослідження статистичної математичної моделі функціональної зміни коефіцієнта взаємодії в зоні об'єднання ідентичних поверхневих тріщин

При дії на досліджуваний об'єкт чи процес значної кількості факторів важливо отримати результат взаємодії цих факторів у статистичної математичної моделі, яка має ряд оптимальних властивостей і дозволяє оцінити їх взаємозв'язок та отримати кількісні оцінки впливу кожного фактору на досліджувані процеси.

У загальному випадку побудова і дослідження статистичної математичної моделі передбачає [123, 124]:

- попереднє дослідження об'єкта;
- вибір критеріїв оптимізації (вихідного фактора моделі) та оцінку властивостей вхідних чинників (вхідних критеріїв);
- побудову статистичної моделі та оцінку її адекватності і відтворюваності;
- використання моделі для оптимізації досліджуваного процесу і встановлення раціональних параметрів системи.

Попередні пошукові дослідження дозволяють сформулювати модель об'єкта, виділити основні параметри, які впливають на процес, встановити параметричні обмеження (рівні варіювання факторів). Для уточнення параметрів системи проводиться експеримент. З одного боку, експеримент дає змогу перевірити і при необхідності уточнити модель, котра визначає, який саме експеримент є необхідним.

Критерій оптимізації (вихідний фактор), що характеризує об'єкт досліджень, повинен мати чіткий фізичний зміст, вичерпно характеризувати

об'єкт чи процес досліджень з позиції кінцевої мети, а також мати певну універсальність для групи подібних процесів, що досліджуються. Крім цього вихідний фактор повинен бути статистично ефективним (мати низьку чутливість до незначних коливань системи) [123].

Виходячи з вище наведених умов та попередніх пошукових досліджень, запропоновано модель об'єкта досліджень та структурну схему імітаційного моделювання об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин із зазначенням вхідних і вихідних параметрів (рис. 3.22).

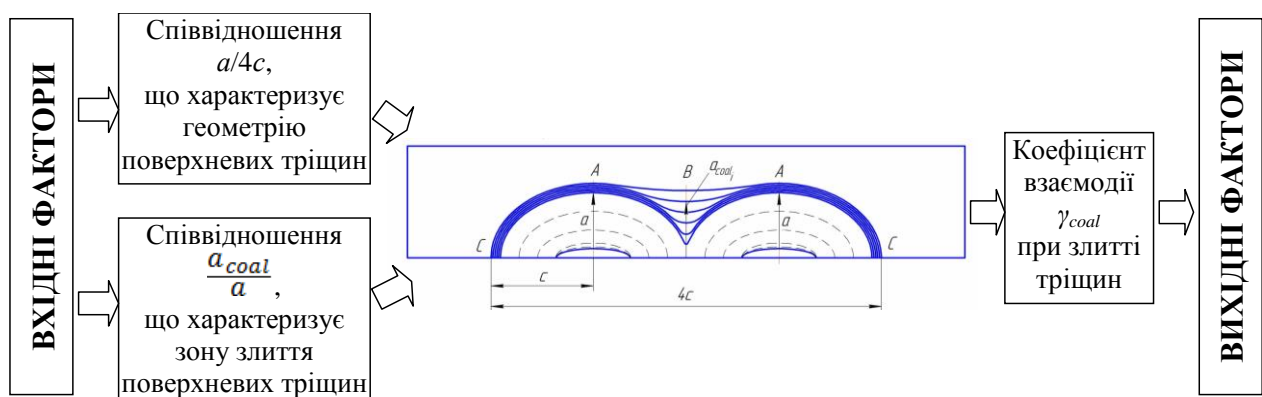


Рис. 3.22. Модель процесу злиття та структурна схема імітаційного моделювання об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин

Методику проведення моделюючого експерименту з визначення коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} , що характеризують КІН K_I в екстремальних точках сідлоподібного фронту ряду досліджуваних контурів наведено у підрозділі 3.3.

Результати досліджень з визначення коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} (вихідний параметр) в залежності від зміни вхідних факторів $a/4c$, де a – глибина кожної з двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин, що зливаються; $4c$ – довжина магістральної тріщини на поверхні зразка, а також відношення $\frac{a_{coal}}{a}$, де a_{coal} – відстань від поверхні зразка до найглибшої точки сідлоподібного фронту кожного зі змодельованих контурів, представлено в таблиці 3.3.

Наведені дані γ_{coal} отримані МСЕ з моделюючого експерименту злиття двох ідентичних поверхневих тріщин для чотирьох рівнів $a/4c = 0,075; 0,125; 0,175; 0,250$ та різних значеннях $\frac{a_{coal}}{a}$ (від 6 до 8 значень на кожному з рівнів).

Таблиця 3.3.

Вхідні і вихідні фактори моделюючого експерименту об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин

№	Вхідні параметри		Вихідний параметр γ_{coal}	№	Вхідні параметри		Вихідний параметр γ_{coal}
	$\frac{a}{4c}$	$\frac{a_{coal}}{a}$			$\frac{a}{4c}$	$\frac{a_{coal}}{a}$	
1	0,075	0,1	3,2	15	0,175	0,378	1,96
2		0,2	2,1	16		0,491	1,73
3		0,3	1,8	17		0,626	1,58
4		0,4	1,7	18		0,754	1,51
5		0,6	1,7	19		0,85	1,48
6		0,8	1,85	20		0,95	1,48
7	0,125	0,1	4,1	21	0,25	0,154	4,48
8		0,2	2,4	22		0,27	3,12
9		0,3	2	23		0,407	2,38
10		0,4	1,8	24		0,53	2,03
11		0,6	1,6	25		0,618	1,87
12		0,8	1,55	26		0,76	1,69
13	0,175	0,149	3,4	27	0,85	1,61	
14		0,256	2,45	28	0,95	1,57	

На рис. 3.23 подано результати первинної обробки експериментальних даних, наведених у табл. 3.3, а саме гістограму вірогідності розподілення коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті двох ідентичних поверхневих тріщин. Найбільша кількість випадків, або результатів вимірів випадкової величини (кількості спостережень коефіцієнта взаємодії γ_{coal}), яка становить 7 випадків (рис. 3.23) відповідає діапазону зміни класів γ_{coal} від 1,4 до 1,8 за рівня достовірності 0,95. При цьому поділ на інтервали неапроксимованих значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} було проведено згідно формули Штюргеса [123].

На рис. 3.24 та 3.25 подано діаграми концентрації та розсіювання неапроксимованих експериментальних вихідного параметра γ_{coal} залежно від зміни вхідних факторів $a/4c$ та $\frac{a_{coal}}{a}$.

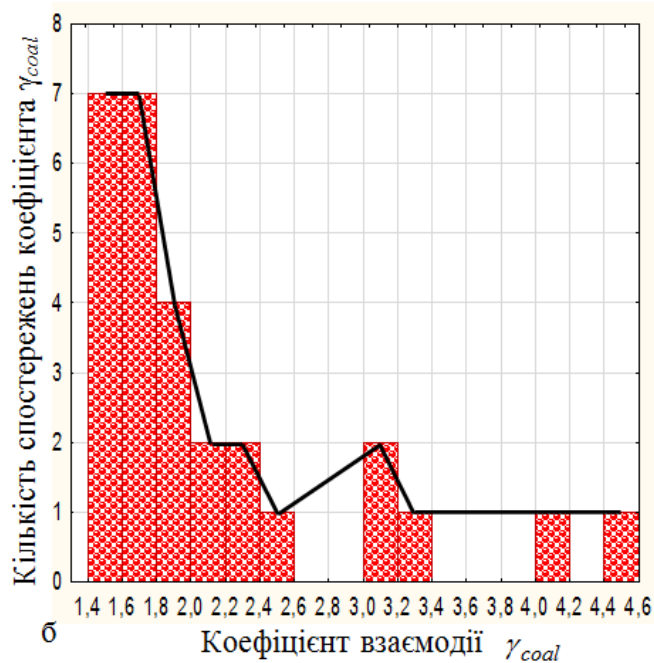


Рис. 3.23. Гістограма та кумулятивна лінія вірогідності розподілу коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин

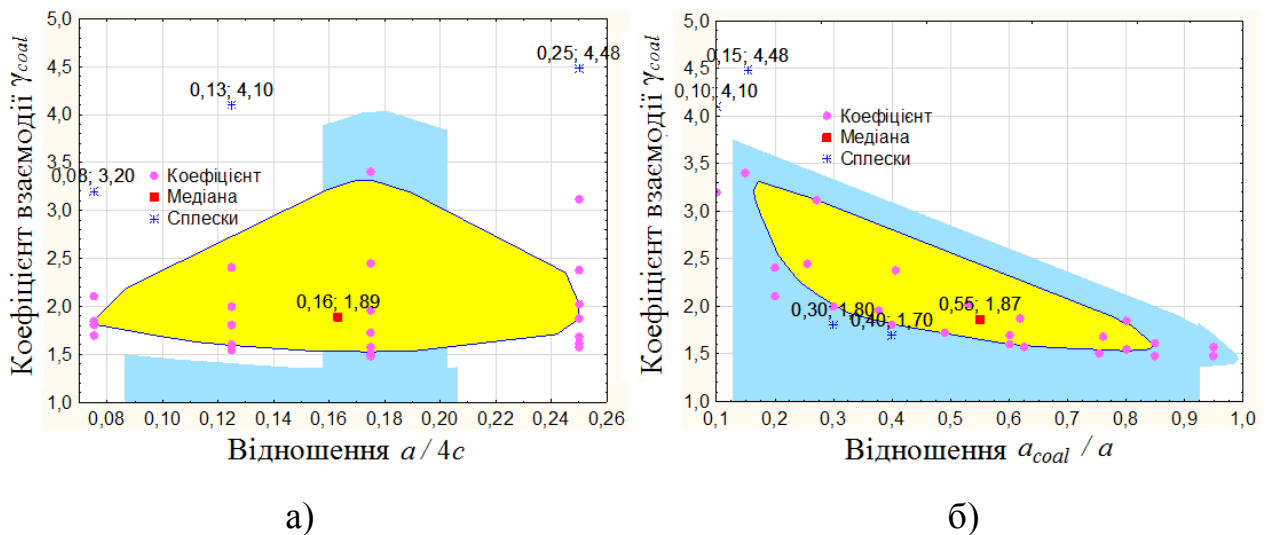


Рис. 3.24. Діаграма концентрації неапроксимованих значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин в залежності від зміни вхідного фактора: а) – $a/4c$; б) – a_{coal}/a .

Значення медіани, або квантилі, яка дорівнює половині значення функції розподілу, тобто $\gamma_{coal} = 1,89$ та $\gamma_{coal} = 1,87$ відповідає певному значенню фактора $a/4c = 0,16$ (рис. 3.24, а) та $\frac{a_{coal}}{a} = 0,55$ (рис. 3.24, б).

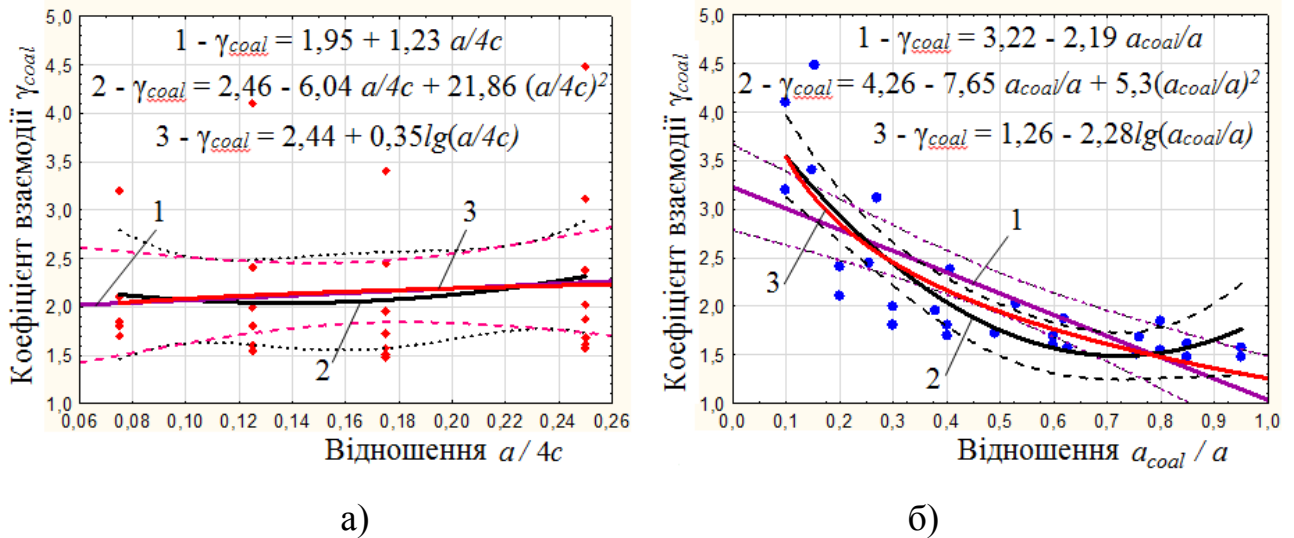


Рис. 3.25. Діаграма розсіювання неапроксимованих значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин в залежності від зміни вхідного фактора: а) – $a/4c$; б) – a_{coal}/a ; 1, 2, 3 – відповідно, лінійна, квадратична та логарифмічна функція апроксимації.

На рис. 3.25 штрих-пунктирними лініями наведено довірчу регресійну межу зміни випадкової похибки результатів апроксимованих експериментальних значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} за відповідної апроксимуючої функції залежно від зміни фактора $a/4c$ та $\frac{a_{coal}}{a}$ при довірчому інтервалі 0,95.

Обробку отриманого експериментального масиву даних імітаційного моделювання зі злиття поверхневих тріщин, трактування та аналіз отриманих результатів регресійного аналізу зміни коефіцієнта взаємодії $\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right)$ проведено з використанням спеціалізованої програми Statistica 10.

При регресійному аналізі здійснюється побудова математичної моделі досліджуваного процесу шляхом добору вірогідної залежності, яка пов'язує відгук з вхідними факторами.

Процедура регресійного аналізу починається з висунення гіпотези про конкретний вид рівняння, що максимально наближено описує експериментальні дані. Вид рівняння регресії задається або ж на основі відомих фундаментальних залежностей, або ж перебором декількох варіантів рівняння і порівняння їх по точності відтворення табличного значення відгуку.

Для аналізу загальної якості рівняння регресії при кількох незалежних вхідних факторах використовується зазвичай коефіцієнт множинної детермінації, який показує, в якій мірі змінність вихідного фактора пояснюється поведінкою комбінації вхідних факторів.

Встановлення виду алгебраїчної функції для проведення апроксимації експериментального масиву даних зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин проводили наступним чином. Заповнювали числові значення графів несиметричної план-матриці результатів експериментальних досліджень γ_{coal} , яку завантажували у програму обробки експериментальних даних Statistica 10.

На першому етапі за результатами перебору наявних у програмі Statistica 10 основних алгебраїчних функцій за рівня значимості $P = 0,95$ було встановлено вид алгебраїчної функції, яка найбільш повно (адекватно) апроксимує результати експериментального масиву даних коефіцієнта взаємодії γ_{coal} . Згідно з найбільшим значенням коефіцієнта множинної детермінації $D_C = 0,866$ – це степенева функція.

В уточнюючій частині етапу було встановлено, що найбільше значення коефіцієнта множинної детермінації $D_n = 0,92$ належить функціональній залежності, яку записано у вигляді математичної моделі повного полінома другого степеня:

$$\gamma_{coal} = b_0 + b_1 \cdot x_1 + b_2 \cdot x_2 + b_{12} \cdot x_1 \cdot x_2 + b_{11} \cdot x_1^2 + b_{22} \cdot x_2^2, \quad (3.2)$$

де b_0 – вільний член рівняння регресії;

b_1, b_2, b_{11}, b_{22} – коефіцієнти, що відображають ступінь впливу відповідних факторів на критерій γ_{coal} ;

b_{12} – коефіцієнт, що відображає ступінь впливу взаємодії факторів на критерій γ_{coal} ;

x_1, x_2 – кодовані значення вхідних факторів.

Модель з коефіцієнтом множинної детермінації $D_n = 0,92$ та коефіцієнтом кореляції $0,959$ є достатньо доброю. Лише 8% варіації вихідного фактора припадає на вплив інших, не врахованих в рівнянні регресії (3.2) факторів-змінних.

Другою частиною процедури регресійного аналізу є розрахунок коефіцієнтів рівняння регресії та перевірка їх значущості.

Невідомі натуральні значення коефіцієнтів рівняння регресії (3.2) було визначено за допомогою програми Statistica 10.

Числові значення коефіцієнтів рівняння регресії (3.2) у натуральних величинах, які характеризують функціональну зміну коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин у вигляді функції $\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right)$ наведено у табл. 3.4.

Таблиця 3.4

Натуральні значення коефіцієнтів b_i і b_{ij} рівняння регресії коефіцієнта взаємодії

$$\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right) \text{ при злитті поверхневих тріщин}$$

Позначення	Натуральні значення коефіцієнтів рівняння регресії					
	b_0	b_1	b_2	b_{12}	b_{11}	b_{22}
$\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right)$	3,42	2,47	-6,63	-16,82	28,34	6,84

Значення коефіцієнтів регресії b_i і b_{ij} (табл. 3.4) дозволяють оцінити ступінь впливу факторів і їх взаємодій на параметр оптимізації. Чим більше числове значення коефіцієнта, тим більший вплив виявляє фактор. Якщо коефіцієнт має знак “+”, то зі збільшенням значення фактора параметр оптимізації збільшується, а якщо “-” – зменшується [124]. Перевірка значущості

коефіцієнтів регресії проводиться з метою спрощення рівняння регресії шляхом виключення статистично незначущих коефіцієнтів.

Перевірка здійснювалась за t - критерієм Стюдента за рівнем достовірності $P = 0,95$ [124].

Таким чином, рівняння регресії, яке характеризує та функціонально описує зміну коефіцієнта взаємодії $\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right)$ злиття поверхневих тріщин залежно від зміни вхідних факторів $a/4c$ і a_{coal}/a у натуральних величинах матиме вигляд:

$$\gamma_{coal} = 3,42 + 2,47\left(\frac{a}{4c}\right) - 6,63\left(\frac{a_{coal}}{a}\right) - 16,82\left(\frac{a}{4c}\right)\left(\frac{a_{coal}}{a}\right) + 28,34\left(\frac{a}{4c}\right)^2 + 6,84\left(\frac{a_{coal}}{a}\right)^2 \quad (3.3)$$

У цьому рівнянні всі коефіцієнти b_i і b_{ij} є значущими.

Переконавшись, що рівняння регресії містить тільки статистично значущі коефіцієнти, необхідно оцінити адекватність отриманої моделі, тобто наскільки модель відповідає статистичним даним. Адекватність моделі означає правильний аналітичний опис об'єкта чи процесу за вибраними характеристиками з достатньою точністю.

Перевірка адекватності отриманої моделі об'єкту, чи процесу, який вона описує, здійснюється за F - критерієм Фішера [124]. Суть перевірки полягає у порівнянні розрахункового значення критерію F_P з критичним значенням F_{Kp} .

Адекватність моделі оцінюємо за умовами:

$$F_P \leq F_{Kp, \alpha, f_1, f_2} - \text{модель адекватна};$$

$$F_P > F_{Kp, \alpha, f_1, f_2} - \text{модель неадекватна},$$

де F_{Kp, α, f_1, f_2} – критичне значення F - критерію Фішера взяте з рівнем значущості α і кількістю ступенів вільності f_1 головної дисперсії та f_2 дисперсії адекватності. F_P – розрахункове значення критерію Фішера, яке визначається як відношення зазначених дисперсій.

Результати статистичних розрахунків показують, що за рівня достовірності $P = 0,95$ та коефіцієнта множинної кореляції $R = 0,959$ і рівня

достовірності коефіцієнта множинної детермінації D_n з вірогідністю $P = 1,00$ регресійна модель є адекватною, оскільки виконується умова $F_p = 50,924 < F_{Kp,\alpha,f_1,f_2} = 59,44$ [124].

Отримане рівняння регресії (3.3) може бути застосоване для визначення характеру функціональної зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин в залежності від їх відносних геометричних розмірів $\frac{a}{4c}$ та геометрії зони злиття $\frac{a_{coal}}{a}$ тріщин у таких межах варіювання змінних факторів: $0,075 \leq \frac{a}{4c} \leq 0,250$; $0,1 \leq \frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$.

За отриманим рівнянням регресії побудовано поверхню відгуку (рис. 3.26, а) та переріз поверхні відгуку (рис. 3.26, б) зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} в зоні злиття ідентичних поверхневих тріщин як функціонала $\gamma_{coal} = f\left(\frac{a}{4c}; \frac{a_{coal}}{a}\right)$.

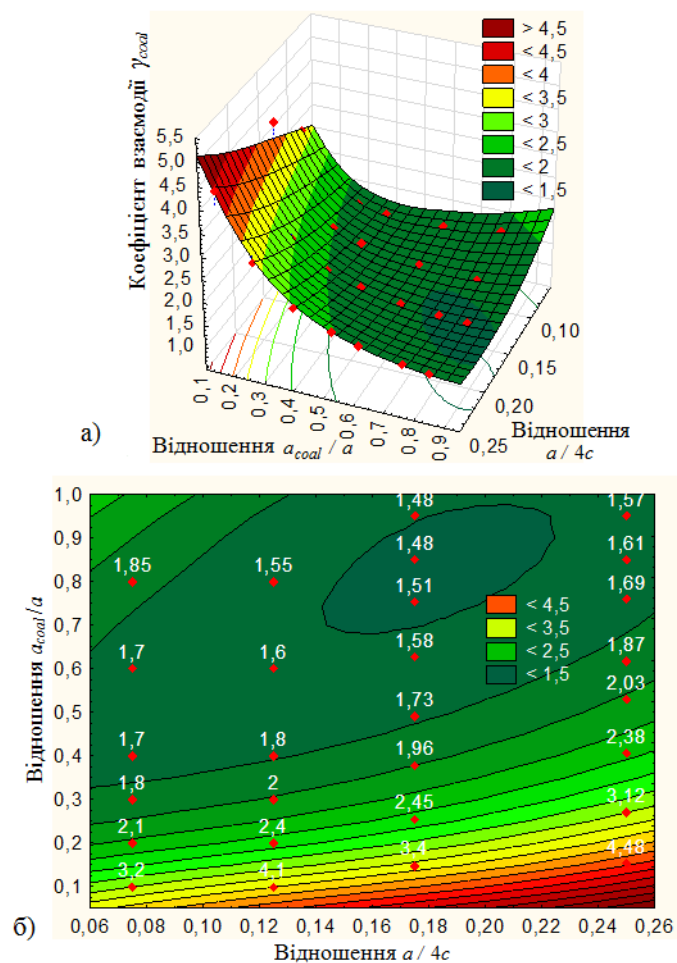


Рис. 3.26. Поверхня відгуку (а) та двомірний переріз (б) поверхні відгуку зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} в зоні злиття двох ідентичних поверхневих тріщин

На рис 3.27 представлено апроксимаційні криві зміни γ_{coal} від a_{coal}/a для досліджуваних значень $a/4c = 0,075; 0,125; 0,175; 0,25$ геометричних параметрів поверхневих тріщин, що об'єднуються.

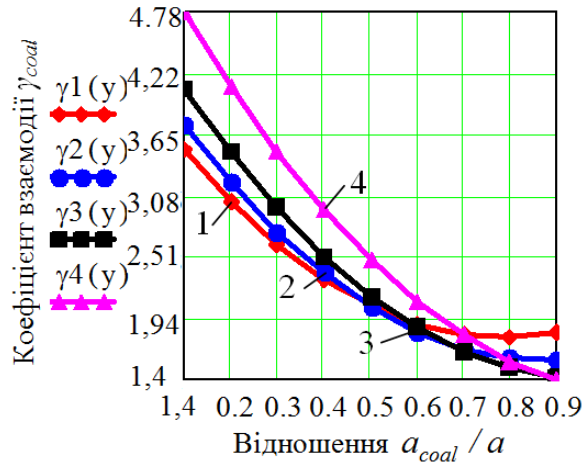


Рис. 3.27 Залежність зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} при злитті поверхневих тріщин як функція $\gamma_{coal} = f_{\gamma} \left(\frac{a_{coal}}{a} \right)$: 1, 2, 3, 4 – $a/4c = 0,075, 0,125; 0,175; 0,25$.

Аналіз коефіцієнтів регресійного рівняння, поверхні та перерізу відгуку вказує на суттєвий вплив як геометрії тріщин (співвідношення глибини поверхневої тріщини a до суми діагоналей двох тріщин $4c$ на поверхні зразка), так і положення найглибшої точки сідлоподібного контуру a_{coal} в процесі об'єднання, яке характеризується співвідношенням $\frac{a_{coal}}{a}$. Фактором, який має найбільший (домінуючий) вплив на зміну апроксимованих значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} є відношення $\frac{a_{coal}}{a}$. Відношення $a/4c$ має менш суттєвий вплив на зміну апроксимованих значень коефіцієнта взаємодії γ_{coal} . Причому вплив цих двох вхідних факторів є неоднозначним: при більших значеннях $a/4c$ та невеликих $\frac{a_{coal}}{a}$ коефіцієнти взаємодії γ_{coal} є максимальними ($\gamma_{coal} \geq 3$ при $\frac{a_{coal}}{a} < 0,2$) поступово знижуючись зі збільшенням $\frac{a_{coal}}{a}$. Мінімальні значення коефіцієнта взаємодії γ_{coal} знаходиться у межах $\gamma_{coal.min} = 1,48 \dots 1,51$ за зміни значень факторів: $0,14 \leq a/4c \leq 0,22$ та $0,7 \leq \frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$. Максимальні значення коефіцієнтів взаємодії γ_{coal} при $\frac{a_{coal}}{a} < 0,2$ можна пояснити великими

значеннями КІН K_I в зоні спряження на початковому етапі злиття тріщин. При подальшому збільшенні $\frac{a_{coal}}{a}$ значення КІН та коефіцієнти взаємодії γ_{coal} в сідлоподібному контурі зменшуються, наближаючись до значення КІН у найглибшій точці поверхнево тріщини, що утворилась в результаті об'єднання.

Іншою причиною збільшення значень γ_{coal} є зростання вхідного фактора $a/4c$, що характеризує геометричні параметри тріщин, що зливаються.

Так, збільшення $a/4c$ до 0,125; 0,175; 0,25 призводить до зростання γ_{coal} в 1,11; 1,26; 1,57 рази відповідно у порівнянні з $\gamma_{coal} = 3,04$ для $a/4c = 0,075$. Проте вплив фактора $a/4c$ є неоднозначним. При $\frac{a_{coal}}{a} = 0,9$ та рівнях $a/4c = 0,125$; 0,175 та 0,25 значення γ_{coal} становлять 0,84; 0,75 та 0,73 у порівнянні з $\gamma_{coal} = 2,20$ для $a/4c = 0,075$. Таку неоднозначну зміну значень γ_{coal} в залежності від зміни вхідного параметра $a/4c$ пояснити складніше.

Очевидно, збільшення опуклості при об'єднанні поверхневих тріщин, яка спостерігається при збільшенні параметра $a/4c$ приводить до суттєвого збільшення КІН в області їх початкового злиття. На завершальній стадії об'єднання тріщин визначальними ознаками, що впливають на значення γ_{coal} є, очевидно, незначна глибина сідлоподібного фронту та велика довжина поверхневої тріщини, що утворюється.

3.6. Оцінка залишкової довговічності пластин з поверхневими тріщинами з врахуванням стадії їх злиття

Розроблена імітаційна модель, що описує кінетику злиття тріщин та отримане рівняння регресії для визначення характеру функціональної зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} у межах варіювання значень змінних факторів $0,075 \leq a/4c \leq 0,25$ та $0,1 \leq \frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$ можуть застосовуватись для оцінки залишкової довговічності елементів конструкцій з поверхневими тріщинами, що об'єднуються. Причому важливим з практичної точки зору є встановлення відношення довговічності стадії об'єднання N_{coal} двох ідентичних

компланарних поверхневих тріщин у магістральну до залишкової довговічності N_{crack} елемента конструкції з поверхневою півеліптичною тріщиною з параметрами a та $4c$. Схема за якою здійснювалась порівняльна оцінка $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ представлена на рис. 3.28. Аналізувався ріст магістральних поверхневих тріщин, що утворюються після об'єднання менших тріщин, які характеризувались різною довжиною: $4c = 5,0...7,16; 21,05...22,0; 74,9$ мм та коефіцієнтом форми $a/4c$, значення яких представлено в табл. 3.5. Для тріщин, що зливаються, вказані параметри позначені відповідно c та $a/2c$.

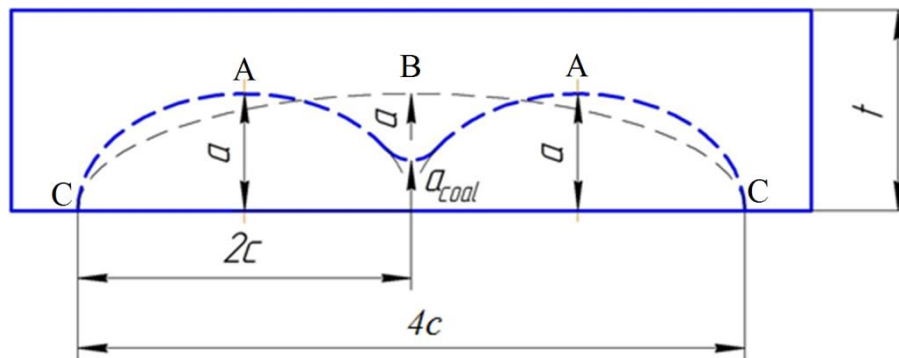


Рисунок 3.28. Геометричні параметри поверхневих тріщин при оцінці $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$

Таблиця. 3.5.

Порівняльні дані впливу форми контуру поверхневих тріщин на залишкову довговічність взірців при об'єднанні тріщин.

№	c , мм	a , мм	a/c	a/t	$4c$, мм	$a/4c$	σ_n , МПа	R	N_{coal} , цикл	N_{crack} , цикл	$\frac{N_{coal}}{N_{crack}} \cdot 100\%$
1	1,25	1	0,80	0,05	5	0,20	150	0	7,17E+04*	1,48E+06	4,85
2	1,28	1,28	1,00	0,064	5,12	0,25	150	0	4,80E+04*	1,29E+06	3,73
3	1,79	2,79	1,56	0,1395	7,16	0,39	150	0	5,27E+04*	6,98E+05	7,55
4	5,5	2,2	0,40	0,11	22	0,10	187,5	0,25	6,34E+04*	2,37E+05	26,80
									6,33E+04**	2,37E+05	26,74
5	5,5	5,5	1,00	0,275	22	0,25	187,5	0,25	2,15E+04*	1,19E+05	18,11
									2,74E+04**	1,19E+05	23,03
6	5,5	8,648	1,57	0,4324	22	0,39	187,5	0,25	1,95E+04**	7,60E+04	25,69
7	5,26	4,16	0,79	0,208	21,04	0,20	-	0,1	9,00E+04***	3,20E+05	28,13
8	18,725	11,3	0,60	0,565	74,9	0,15	-	-	4,20E+04****	12,1E+04	34,71

* – розрахунок за формулою (3-2)

** – розрахунок за даними моделювання МСЕ

*** – експеримент [62]

**** – експеримент [5]

Моделювання кінетики розповсюдження поверхневих тріщин, зокрема і їх об'єднання проводилось на зразках зі сталі 09Г2С з механічними характеристиками $\sigma_y = 380$ МПа та $\sigma_u = 540$ МПа та характеристиками циклічної тріщиностійкості $n = 3,08$; $C = 8,9 \cdot 10^{-12}$ МПа⁻ⁿ·м^{1-n/2} середньоамплітудної ділянки КДВР (див. розділ 4). Моделювались зразки з поперечним перерізом 80 x 20 мм при циклічному навантаженні розтягом з максимальним напруженням циклу $\sigma_n = 187,5$ МПа та коефіцієнтом асиметрії $R = 0,25$. Розрахунки довговічності модельних зразків з поверхневими тріщинами проводились за допомогою спеціалізованої програми AFGROW [69, 70]. Оцінювалась довговічність N_{crack} зразків з поверхневими півеліптичними тріщинами (тріщинами канонічної форми) з початковими параметрами $4c$ x a : 22 x 2,2; 22 x 5,5; 22 x 8,648 мм (табл. 3.5). У всіх трьох випадках тріщини розповсюджувались до глибини $0,9t$, де t – товщина зразка.

Також проводилась оцінка довговічності N_{coal} зразків тільки на стадії об'єднання тріщин. При цьому моделювалось об'єднання менших поверхневих тріщин, що мають таку ж глибину a , як і кожна з утворюваних після об'єднання магістральних тріщин ($a = 2,2$; 5,5 та 8,648 мм) та сумарною довжиною на поверхні $2c + 2c = 22$ мм. Геометричні параметри моделей показані на рис. 3.28. Далі з регресійного рівняння (3.3) за вхідними параметрами $a/4c$ та $\frac{a_{coal}}{a}$ визначали коефіцієнт взаємодії γ_{coal} :

$$\gamma_{coal} = \gamma_B = \frac{K_1^B}{K_1^C} \quad (3.4)$$

де K_1^B – КІН для найглибшої точки сідлоподібного фронту в певний момент часу; K_1^C – КІН для крайніх поверхневих точок тріщин довжиною $2c$. КІН K_1^C можна визначати МСЕ або ж за залежностями Ньюмена-Раджу [22], обґрунтовано вважаючи їх геометричні параметри незмінними під час процесу злиття тріщин.

Далі за відомими значеннями КІН K_1^B на проміжку $0,1 \leq \frac{a_{coal}}{a} \leq 0,95$, застосовуючи залежність Періса визначали кількість циклів, необхідних для

об'єднання двох ідентичних компланарних поверхневих тріщин в єдину магістральну тріщину. Значення параметрів тріщин для досліджених випадків представлено в табл. 3.5.

Для випадку об'єднання двох поверхневих тріщин, кожна з яких має параметри $a = 5,5$ мм та $c = 5,5$ мм (дані табл. 3.5) на рис. 3.29 та 3.30 представлено розподіл значень КІН $K_1^B = \Delta K_1^B (R = 0)$ та зміну швидкості росту тріщини V_B в зоні об'єднання в залежності від a_{coal} .

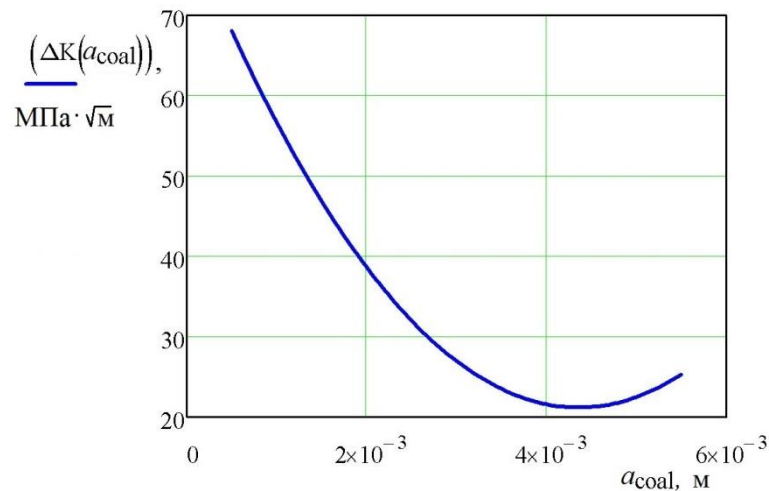


Рис. 3.29. Розподіл значень КІН в зоні злиття поверхневих тріщин з геометричними параметрами:

$$a = 5,5 \text{ мм}; c = 5,5 \text{ мм}; a/2c = 0,5 \text{ та } \sigma_n = 187,5 \text{ МПа.}$$

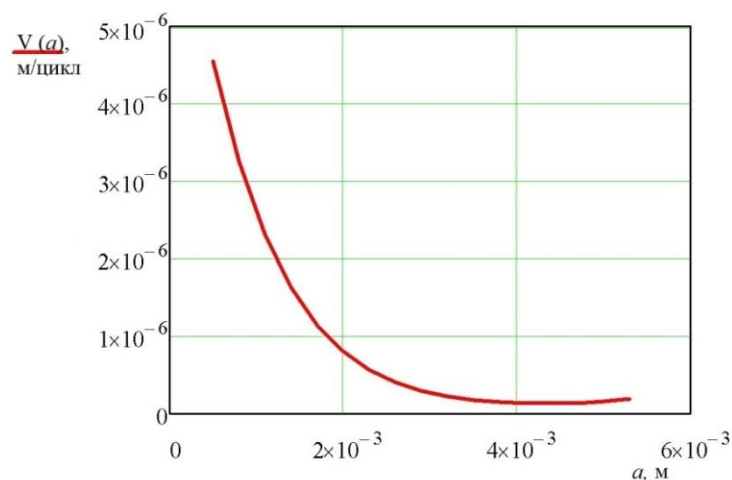


Рис. 3.30. Зміна швидкості росту тріщини у найглибшій точці сідлоподібного фронту в процесі злиття тріщин з геометричними параметрами:

$$a = 5,5 \text{ мм}; c = 5,5 \text{ мм}; a/2c = 0,5 \text{ та } \sigma_n = 187,5 \text{ МПа.}$$

Аналіз розподілу КІН та швидкостей росту тріщини в зоні злиття засвідчує, що їхні значення є максимальними на початковій стадії об'єднання, далі спостерігається суттєве зниження зазначених факторів на проміжку $0,1 < \frac{a_{coal}}{a} < 0,5 \dots 0,6$ та їх стабілізація при більших значеннях $\frac{a_{coal}}{a}$. Такі закономірності характерні для інших співвідношень a/c за тієї ж довжини магістральної тріщини ($4c = 22$ мм), а також для інших, значно менших її розмірів ($4c = 5,04; 5,12; 7,16$ мм).

Порівнюючи співвідношення $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ для досліджуваних геометричних параметрів поверхневих тріщин, що зливаються (табл. 3.5), варто зазначити наступне. По-перше, при збільшенні розміру тріщин, що вимірюється на поверхні елемента, зростає співвідношення $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ (рис. 3.31). Аналізуючи отримані результати відзначимо, що при поверхневому розмірі тріщини $4c = 5,0 \dots 7,16$ мм $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ не перевищує 7,55%, при довжині магістральної тріщини $2c = 22,0$ мм вказане співвідношення змінюється від 18,1% до 26,8%. Також на рис. 3.31 наведено експериментальні дані залишкової довговічності (позиції 7 та 8 табл.3.5) зразків із конструкційних сталей НУ80 (п. 7) та 50D BS 4360 (п.8), товщиною $t = 25$ мм.

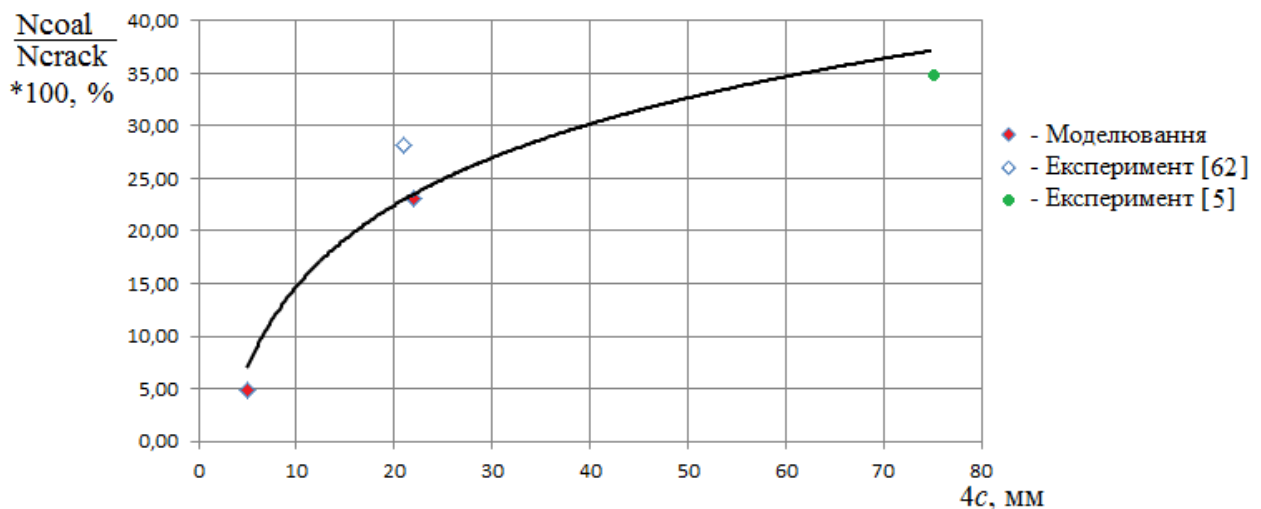


Рис. 3.31. Залежність $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ від довжини об'єднаної тріщини $4c$

Порівняння результатів моделювання з експериментальними даними [62] (порівнювались тріщини довжиною 22 мм та 21,04 мм при коефіцієнтах форми 0,25 та 0,2 відповідно, вказують на задовільну збіжність співвідношень $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$.

Вплив іншого фактора – коефіцієнта форми поверхневих тріщин на процес об'єднання тріщин є неоднозначним (табл. 3.5, рис. 3.32). Так, при моделюванні злиття поверхневих тріщин з різними коефіцієнтами форми $a/4c = 0,1; 0,2; 0,25; 0,39$ співвідношення $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ виявилось найменшим при $a/4c = 0,25$ як при довжині тріщин $4c = 5 \div 7,16$ мм, так і для довжини $4c = 22$ мм. Це можна пояснити відмінностями геометрії тріщин, що зливаються та напружено-деформівним станом в даній області.

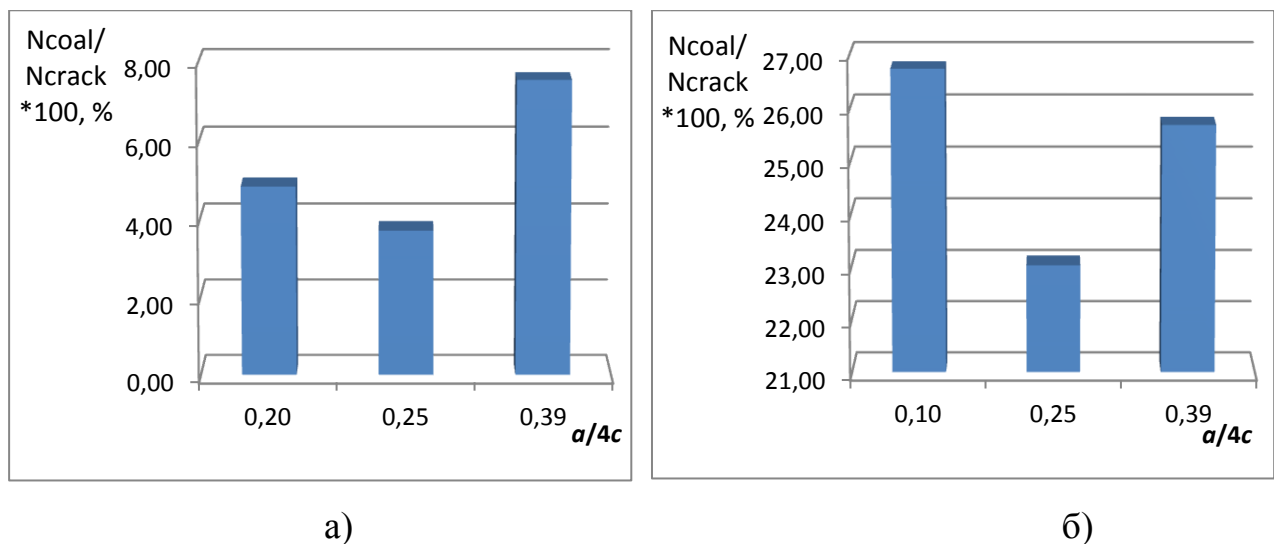


Рис. 3.32. Залежність $\frac{N_{coal}}{N_{crack}}$ від параметра форми $a/4c$:

а – поз. 1,2,3; б – поз. 4, 5, 6 (табл. 3.5)

На основі проведених досліджень встановлено, що для невеликих за розмірами (40% товщини елемента) тріщин, тривалість стадії злиття ($< 8\%$) несуттєво впливає на залишкову довговічність пластини (при досліджуваних товщинах $t = 20 \dots 25$ мм). Для більших магістральних тріщин, довжина яких співрозмірна з товщиною елемента, вплив періоду об'єднання збільшується до

18 – 25%, що суттєво уточнює розрахунок залишкової довговічності елемента конструкції.

3.7. Висновки до розділу 3.

1. Проаналізовано процес втомного розповсюдження поверхневих втомних тріщин, що об'єднуються. Розглянуто існуючі моделі злиття поверхневих тріщин.

2. За результатами відомих експериментальних досліджень та за даними проведеного моделюючого експерименту розроблено імітаційну модель розвитку тріщин в області об'єднання. При цьому вважається, що процес заливання сідлоподібного контуру можна представити рядом кривих ліній, геометрія яких змінюється в часі, імітуючи поступове об'єднання тріщини. При цьому генеральні розміри магістральної тріщини за час злиття вважаються незмінними.

3. Побудовано та досліджено статистичну модель функціональної зміни коефіцієнта взаємодії γ_{coal} в зоні об'єднання ідентичних поверхневих тріщин.

4. Розроблено методика оцінки залишкової довговічності елементів конструкцій з врахуванням стадії їх злиття.

РОЗДІЛ 4. МОДЕЛЮВАННЯ РОСТУ ПОВЕРХНЕВИХ ВТОМНИХ ПІВЕЛІПТИЧНИХ ТРІЩИН ПРИ РЕГУЛЯРНОМУ ЦИКЛІЧНОМУ НАВАНТАЖЕННІ ТА З ВРАХУВАННЯМ ОДНОРАЗОВИХ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ

Оцінка залишкової довговічності елементів конструкцій з поверхневими дефектами основана на методах лінійної механіки руйнування з використанням характеристик тріщиностійкості [1, 64]. Практичне використання такого підходу для прогнозування розвитку тріщин зі складною геометрією контуру та нестационарним навантаженням нашою виходить на проблему розрахункової оцінки КІН для поверхневих тріщин, що розповсюджуються в елементах реальних конструкцій та вибору характеристик тріщиностійкості матеріалу.

4.1. Елементи конструкцій для досліджень

Ріст поверхневих півеліптичних тріщин (рис. 4.1, а) при циклічному навантаженні розтягом досліджували за методикою, рекомендованою Стандартом ASTM [23]. Поверхневі тріщини неканонічної форми (рис. 4.1, б) досліджували за розробленою нами методикою.

Випробування великогабаритних (600x80x20 мм) напівнатурних зразків (рис. 4.1) з поверхневими тріщинами при регулярному циклічному навантаженні (або з перевантаженням і подальшим циклічним навантаженням) здійснювали на гідропульсаторі ZDM-100 з частотою 4 Гц та коефіцієнтами асиметрії $R = 0,20; 0,25$. Гідропульсатор ZDM-100 дозволяє створювати максимальне циклічне навантаження до 500 кН з точністю $\pm 1\%$. Пульсатор представляє безклапанний одноплунжерний насос, призначений для створення змінних односторонніх циклічних навантажень на випробувальний зразок [125].

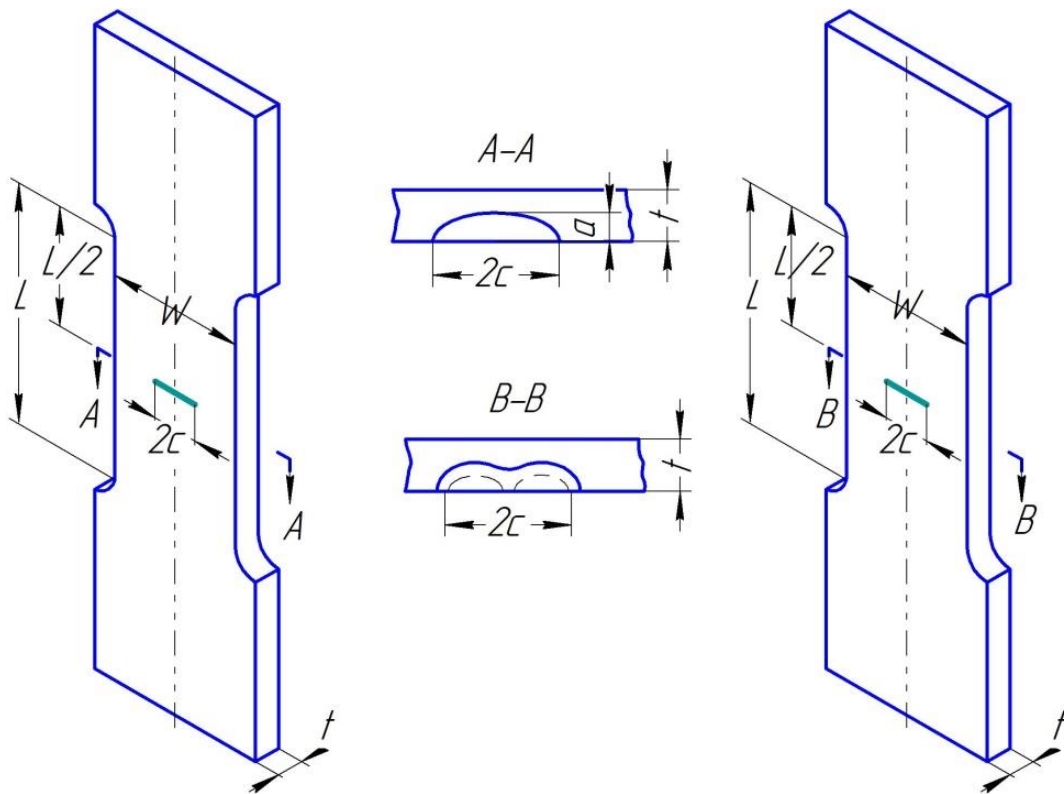


Рис. 4.1. Взірці для випробування: а – з поверхневою півеліптичною тріщиною (перетин А); б – з поверхневою тріщиною неканонічної форми (перетин В).

Поверхневу тріщину ініціювали з надрізу при навантаженні, яке не перевищувало навантаження наступних випробувань. Надріз наносився тонкою дисковою фрезою $\varnothing 27$ мм і товщиною 0,13 мм. Фреза фіксувалась у спеціально виготовленому пристрої. Глибина поверхневого дефекту – надрізу змінювалась в діапазоні $(0,1 \div 0,15) t$, де $t = 20$ мм – товщина зразка. Для отримання контуру поверхневої тріщини зі складною геометрією наносилися на одній лінії та певній відстані один від одного два надрізи різної глибини (рис.4.1, перетин В).

Довжину тріщини $2c$ на поверхні зразка вимірювали візуально за допомогою портативного мікроскопа TQC LD6169 з десятикратним збільшенням.

Поширення поверхневої тріщини вглиб зразка досліджували за маркерними лініями, що утворилися в результаті короточасного підвищення нижнього рівня циклічного навантаження до $R \sim 0,9$ [5]. Іншим способом дослідження кінетики форми поверхневої тріщини було застосування

проникаючої фарбувальної рідини при подібному підвищенні коефіцієнта асиметрії R .

4.2. Вибір сталі для досліджень

При виборі матеріалу для досліджень керувались міркуваннями широкої розповсюдженості сталі. Досліджувана сталь 09Г2С є однією з найпоширеніших вітчизняних низьколегованих сталей, яка працює в умовах циклічного навантаження і застосовується при виробництві будівельних конструкцій, в енергетичній, нафтогазовій і хімічній промисловості та ін. Термін придатності значної частини обладнання, виготовленого з цієї сталі у багатьох галузях промисловості досяг проектного, наближається до нього або його перевищує [89, 115, 126]. У зв'язку з неможливістю і недоцільністю повної заміни такого обладнання на нове виникає потреба продовження термінів його експлуатації, у тому числі за наявності тріщиноподібних дефектів. При цьому необхідно оцінювати технічний стан і залишковий ресурс конструкцій та обладнання [2, 115].

Механічні характеристики сталі 09Г2С наведено в табл. 4.1, хімічний склад – в табл. 4.2.

Таблиця 4.1

Механічні характеристики сталі 09Г2С

Сталь	$\sigma_{0,2}$, МПа	σ_B , МПа	$\sigma_{0,2}/\sigma_B$	φ , %	E , МПа	μ	m	$m(k)$	\bar{S}
09Г2С, $t = 20$ мм	375	534	0,7	69,3	$2 \cdot 10^5$	0,3	0,012	0,22	1,55

Таблиця 4.2

Хімічний склад сталі 09Г2С

Сталь	Вміст хімічних елементів							
	C	Mn	Si	P	S	Cr	Cu	Ni
09Г2С, $t = 20$ мм	0,08	1,53	0,78	0,021	0,012	0,04	0,65	0,12

Механічні властивості матеріалів визначають ступінь розвитку пружнопластичних деформацій для даних конструктивних форм та експлуатаційних навантажень.

Зазначимо, що сталь 09Г2С має яскраво виражену площадку текучості, яка при степеневій апроксимації оцінюється показником $m = 0,012$

При опрацюванні діаграм циклічного пружнопластичного деформування встановлено, що сталь 09Г2С є циклічно стабільною з такими характеристиками при степеневій апроксимації: $\bar{S} = 1,55$ – відносна циклічна границя текучості; $m^{(k)} = 0,22$ – показник зміцнення діаграми циклічного деформування в півциклі k .

4.3. Методика дослідження розповсюдження поверхневих тріщин при циклічному навантаженні розтягом

Основне завдання дослідження процесу втомного руйнування елемента конструкції з макротріщиною на стадії її розвитку полягає у встановленні закономірностей зміни розмірів наскрізної тріщини в залежності від часу чи кількості циклів навантаження N [1, 73].

Отже, при дослідженні розповсюдження втомної тріщини необхідно заміряти довжину тріщини в залежності від кількості циклів навантаження. Диференціювання таких залежностей дає біжуче значення швидкості росту тріщини $V = \frac{dl}{dN}$. Очевидно, кожній довжині тріщини, як і деякій швидкості її росту відповідає певне значення розмаху КІН ΔK . Такі залежності називають кінематичними діаграмами втомного руйнування (КДВР), які будують у подвійних логарифмічних координатах $lg(V) - lg(\Delta K)$ [1].

Дослідження розвитку поверхневих півеліптичних тріщин при циклічному навантаженні проводять за дещо іншою, ніж для наскрізних тріщин, але загальноприйнятою методикою [23]. Вимірюють змінювану довжину поверхневої тріщини $2c$ на поверхні зразка з одночасною фіксацією

кількості циклів навантаження. Запропоновано візуальний метод фіксації вершин розповсюдження поверхневої тріщини при циклічному навантаженні як один з найуніверсальніших і високонадійних методів. Його суть полягає в періодичній локалізації вершин поверхневої тріщини на її вільній поверхні за допомогою оптичної системи – портативного мікроскопа TQC LD6169 і вимірювання приросту півосей Δc_i тріщини відносно центра. Для покращення видимості тріщини поверхню зразка полірували та наносили мірні відмітки. Глибину тріщини знаходили за графіком $a = f(c)$, який будували для кожного із зразків за маркерними лініями (рис. 4.2).

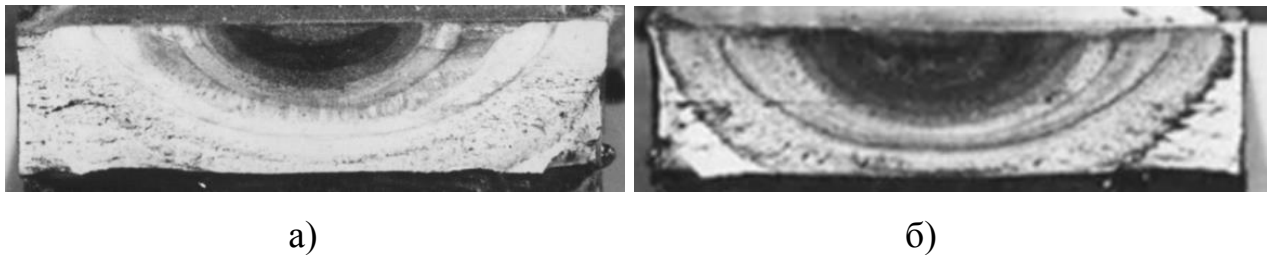


Рис. 4.2. Злами напівнатурних зразків з втомними поверхневими півеліптичними тріщинами: а – при регулярному навантаженні; б – при впливі перевантаження $Q_{OL} = 1,67$

Далі методом графічного інтегрування визначали швидкості росту поверхневої втомної тріщини у двох напрямках [1, 73]:

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ci} = \frac{dc}{dN} = \frac{c_{i+1} - c_i}{N_{i+1} - N_i}; \end{array} \right. \quad (4.1)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} V_{ai} = \frac{da}{dN} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i}. \end{array} \right. \quad (4.2)$$

Їх відносили до середніх довжин тріщини на поверхні зразка та у найглибшій точці відповідно:

$$\bar{c} = \frac{c_{i+1} - c_i}{2} \text{ та } \bar{a} = \frac{a_{i+1} - a_i}{N_{i+1} - N_i} \quad (4.3)$$

Таким чином встановлювали залежності $(c-N)$ та $(a-N)$.

КІН K_1 визначали за залежностями Ньюмена-Раджу [22] для характерних точок фронту поверхневої тріщини: двох точок, що знаходяться на поверхні

зразка ($\varphi = 0$) (точка С) і в точці найбільшої глибини контуру ($\varphi = \pi/2$) (точка А). При розрахунку КІН K_1 враховувалось співвідношення півдіагоналей a/c та відношення a/t , які описують форму та розташування поверхневої тріщини при циклічному навантаженні у певний момент часу [10].

На рис. 4.3 представлено залежності $lg(V_C) - lg(\Delta K_C)$ (крива 2) та $lg(V_A) - lg(\Delta K_A)$ (крива 1) сталі 09Г2С отримані для характерних точок С та А контуру поверхневої півеліптичної тріщини у результаті випробувань плоских зразків зі сталі 09Г2С.

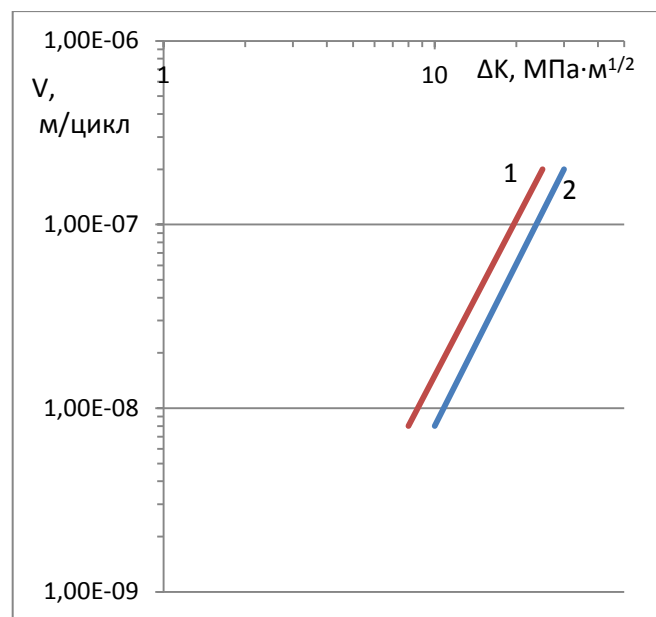


Рис. 4.3. Діаграми циклічної тріщиностійкості для характерних точок С (2) та А (1) контуру поверхневої півеліптичної тріщини (низьколегована сталь 09Г2С)

Закономірності розвитку поверхневих тріщин досліджували, зазвичай, при швидкостях РВТ $10^{-8} \div 10^{-6}$ м/цикл, що відповідають середньо амплітудній ділянці кінетичної діаграми втомного руйнування. У цих межах спостерігається добра кореляція між швидкістю росту тріщини і КІН K_1 .

Середні ділянки діаграм циклічної тріщиностійкості взаємно перпендикулярних зон розвитку фронту поверхневої тріщини, що характеризуються точками А і С можуть бути описані залежностями Періса [90, 91, 128-130]:

$$\frac{da}{dN} = C_A \cdot (\Delta K_A)^{n_A}; \quad (4.4)$$

$$\frac{dc}{dN} = C_C \cdot (\Delta K_C)^{n_C}, \quad (4.5)$$

де C_A , C_C , n_A , n_C – є константами матеріалу;

ΔK_A і ΔK_C – значення розмаху КІН у точках А і С відповідно. ΔK_A і ΔK_C визначали за залежностями Ньюмена-Раджу [22].

Зважаючи на те, що показник n не залежить від положення точки на контурі тріщини в ізотропному матеріалі, то можемо прийняти, що $n_A = n_C = n$. Даний висновок підтверджується практично паралельними лініями середньої ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування. У зв'язку з цим рівняння (4.6) та (4.7) можна записати у такому вигляді [10, 90, 91]:

$$\frac{da}{dN} = C_A \cdot (\Delta K_A)^n; \quad (4.6)$$

$$\frac{dc}{dN} = C_C \cdot (\Delta K_C)^n, \quad (4.7)$$

де $n = 3,08$ – коефіцієнт, що характеризує нахил середньоамплітудної ділянки кінетичної діаграми втомного руйнування;

$C_A = 1,02 \cdot 10^{-11} (\text{МПа})^{-n} \cdot \text{м}^{(1 - n/2)} \cdot \text{цикл}^{-1}$; $C_C = 8,9 \cdot 10^{-12} (\text{МПа})^{-n} \cdot \text{м}^{(1 - n/2)} \cdot \text{цикл}^{-1}$ – коефіцієнти, значення яких отримуємо при перетині КДВР з вертикальною лінією, що відповідає $\Delta K = 1 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$.

Аналіз експериментальних даних про кінетику росту поверхневих тріщин, представлених в координатах $\lg V - \lg \Delta K$ (рис. 4.3) також показав, що при однакових значеннях розмаху КІН, поверхнева тріщина у напрямку глибини розповсюджується з більшою швидкістю, ніж на поверхні; аналогічні висновки зроблені раніше в роботах [29, 90, 91].

Очевидно, що КІН не повністю контролюють процес втомного руйнування поверхневих тріщин, як зазначається в монографії [10], бо для одного і того ж матеріалу та однакових значень КІН швидкості характерних точок є різними. Залежність циклічної тріщиностійкості ізотропного матеріалу від напрямку росту поверхневої тріщини зумовлена, як відзначається в [10, 29]

різними видами напруженого стану вздовж контуру тріщини. Так, для найбільш заглибленої точки контуру тріщини напружений стан є близьким до плоскої деформації, у той же час як на поверхні – близький до плоского напруженого стану. При плоскому напруженому стані реалізується більший розмір пластичної зони та менша величина закриття тріщини, що і зумовлює деяку різницю у швидкостях росту тріщини вздовж взаємно перпендикулярних півосей [10, 90, 91]. Запишемо рівняння (4.8) та (4.9) для ефективних значень КІН, що враховують особливості закриття поверхневих тріщин відповідно до моделі Елбера:

$$\frac{da}{dN} = C_A \cdot (\Delta K_{eff,A})^n \quad (4.8)$$

$$\frac{dc}{dN} = C_C \cdot (\Delta K_{eff,C})^n \quad (4.9)$$

де
$$\Delta K_{eff} = U \cdot \Delta K. \quad (4.10)$$

В результаті отримано залежності:

$$\frac{da}{dN} = C_A \cdot (U_A \cdot \Delta K_A)^n ; \quad (4.11)$$

$$\frac{dc}{dN} = C_C \cdot (U_C \cdot \Delta K_C)^n . \quad (4.12)$$

На основі наведених залежностей, у роботі [29] було розраховано, що швидкість росту тріщини у напрямку a є більшою, ніж на поверхні для точок С у $(U_A/U_C)^n = (0,85/0,75)^{2,86} = 1,43$ рази для тих самих значень розмаху КІН ΔK . Це перевищення швидкості добре співпало з отриманими автором експериментальними даними. Коефіцієнт форми a/c поверхневої тріщини становив $a/c = 0,87 \pm 0,09$, тобто тріщина була близькою до півкругової. Близьким за значенням результат $U_A/U_C = 1,097$ отриманий в роботі [92]. Проводилось два види експерименту. У першому випадку проводився розрахунок живучості дефекту з врахуванням змін умов деформування вздовж його границь. В іншому випадку параметри закриття тріщини розраховували, як для наскрізної тріщини, беручи $U_A = U_C$ (тобто не враховували зміну НДС

по товщині). Врахування зміни умов деформування вздовж контуру дозволило уточнити розрахунок живучості елемента з тріщиною на 18 – 20%, а також розрахункову форму дефекту. Співвідношення $U_A/U_C \cong 1,1$ наводяться та аналізуються і в інших роботах [10, 90, 91].

Зважаючи на приведені співвідношення $\frac{U_A}{U_C} = 1,1$, широко використовують залежності [10, 48, 130]:

$$C_C = 0,9^n \cdot C_A \text{ або ж } C_A = 1,1^n \cdot C_C . \quad (4.13)$$

Для встановлення зміни швидкості росту втомної тріщини у найглибшій точці та на поверхні фронту поверхневої тріщини при однакових значеннях КІН.

Отже, дослідження показали, що втомний ріст поверхневої півеліптичної тріщини важко правильно розрахувати тільки на основі аналізу КІН [10, 90- 92, 108]. Головна причина розбіжностей між розрахунковими і експериментальними даними про ріст втомних тріщин пов'язані зі змінами умов деформування вздовж фронту дефекту (від умов плоскої деформації у найглибшій точці контуру до умов плоского напруженого стану в точці виходу дефекту на поверхню зразка). Варто зазначити, що вплив можливої анізотропії матеріалу при дослідженні росту втомних поверхневих тріщин у взаємно перпендикулярних площинах не враховується, оскільки він є мінімальним [92].

4.4. Кінетичні діаграми втомного руйнування низьколегованих сталей

При дослідженні живучості елементів конструкцій найчастіше використовують експериментально отримані КДВР тих матеріалів (сталей різних плавок, металу зварних з'єднань), які отримані за тими ж технологіями, що й досліджуване обладнання [89, 109, 110]. В інших випадках використовують узагальнену КДВР, побудовану для певного класу металів, наприклад, феритних чи аустенітних сталей [94]. Іноді, маючи дані для однієї,

найчастіше середньоамплітудної ділянки КДВР, важливо отримати за обґрунтованими залежностями її інші ділянки, або ж повну криву [1].

Для аналізу і практичного використання КДВР їх необхідно аналітично описати. При цьому важливе значення має вибір таких функціональних залежностей, які б найповніше відображали характерні особливості КДВР, і одночасно були б достатньо простими і зручними для розрахунків.

Побудову КДВР та аналіз аналітичних описів різними формулами найповніше представлено в [1, 64]. Зазначається, що основними характеристиками служать чотири величини: пороговий K_{th} і критичний K_{fc} КІН матеріалу (що називають також порогом втоми і циклічною в'язкістю руйнування) та параметри n і C . Вибір параметрів n і C як основних характеристик зумовлений тим, що з їх допомогою незалежно від значень порогового K_{th} і критичного K_{fc} значень КІН можна описати середню прямолінійну ділянку КДВР, дослідженням якої, як найбільш важливої з прикладної точки зору, обмежуються у більшості випадків [1].

Для оцінки співпадіння середньоамплітудної ділянки КДВР сталі 09Г2С, отриманої за результатами випробувань пластини з поверхневою тріщиною під дією циклічного навантаження розтягом, її порівнювали з середньоамплітудною ділянкою КДВР сталі 09Г2С, отриманою в роботі [89] та узагальненою КДВР для феритних сталей, що пропонується Стандартом (Кодом) ASME Section XI (США) [94].

Зазначимо, що таке порівняння є можливим на основі висновків, зроблених у роботах [10, 90, 91]. Вказано, що КДВР для наскрізних і поверхневих тріщин мають подібні характерні закономірності [10]. Причому діаграма циклічної тріщиностійкості $lg(V_C) - lg(\Delta K_C)$ (рис. 4.3), отримана на основі спостережень за швидкістю поверхневих точок практично співпадає зі швидкістю наскрізних тріщин за ідентичних умов випробувань зразків [90, 91]. Діаграма $lg(V_A) - lg(\Delta K_A)$, що характеризує циклічну тріщиностійкість матеріалу вглиб зразка виявилась практично паралельною діаграмі $lg(V_C) -$

$lg(\Delta K_C)$, але зміщеною вліво по осі абсцис для всіх досліджуваних випадків [10, 90, 91].

Американське (ASME) та японське (JSME) товариства інженерів-механіків надають уніфіковані формули для оцінки циклічної тріщиностійкості двох класів сталей – феритних і аустенітних (нержавіючих). Зазначимо, що швидкості росту втомної тріщини у нержавіючих сталях є дещо вищими, ніж у феритних (в $1,2 \div 1,5$ рази в діапазоні $\Delta K = 10 \dots 100$ МПа $\cdot \sqrt{м}$ відповідно) [94].

Уніфіковані КДВР для зазначених класів сталей складаються з двох ділянок – середньоамплітудної, що описується рівнянням Періса та нижньої ділянки, що описується вертикальною лінією з абсцисою ΔK_{th} (розмаху порогового КІН), які перетинаються у точці з координатами $(V'; \Delta K_{th})$ (рис. 4.4). Високоамплітудну ділянку КДВР у вказаних стандартах не будують.

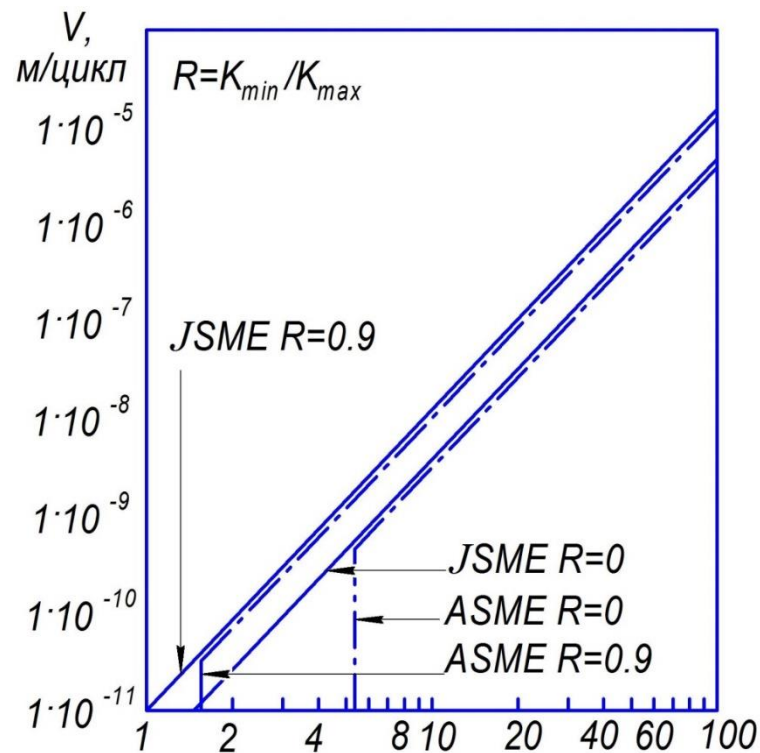


Рис. 4.4. Кінетична діаграма втомного руйнування феритних сталей згідно зі стандартами ASME (США) та JSME (Японія)

Параметри рівняння Періса є наступними [94]:

$$n = 3,07; C = 3,78 \cdot 10^{-12} \cdot S \text{ (МПа)}^{-n} \cdot \text{м}^{(1-n/2)} \cdot \text{цикл}^{-1};$$

де S – параметр масштабування для оцінки впливу ефекту асиметрії циклу R :

$$S = 25,72 \cdot (2,88 - R)^{-3,07} \text{ при } 0 \leq R < 1.$$

Пороговий коефіцієнт ΔK_{th} у стандартах ASME – XI і JSME визначається за залежностями:

$$\Delta K_{th} = 5,5 \cdot (1 - 0,8 \cdot R) \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}, \quad 0 \leq R < 1. \quad (4.14)$$

Результати розрахунків ΔK_{th} в залежності від R представлено в табл. 4.3.

Для порівняльної оцінки швидкості РВТ проаналізованих феритно-перлітних сталей, як і для інших матеріалів, С.Я. Яремою [1, 73] було запропоновано оцінювати амплітудні значення КІН K_1^* , при яких швидкість росту тріщини рівна $1 \cdot 10^{-7}$ м/цикл (табл. 4.3). Варто зазначити добру збіжність результатів.

Таблиця 4.3

Характеристики циклічної тріщиностійкості феритно-перлітних сталей

Коефіцієнт асиметрії	ASME (клас феритно-перлітних сталей) [94]		Низьколеговані сталі (за даними [89])		AFGROW (низьколегована сталь 09Г2С на основі експериментальних даних)	
	ΔK , МПа $\sqrt{\text{м}}$					
	ΔK_{th}^{-10}	$\Delta K^* = \Delta K^{-7}$	ΔK_{th}^{-10}	$\Delta K^* = \Delta K^{-7}$	ΔK_{th}^{-10}	$\Delta K^* = \Delta K^{-7}$
$R = 0$	5,50	27,40	6,20	27,78	6,20	27,7
$R = 0.2$	4,62	25,50	5,63	26,78	5,60	25,2
$R = 0.25$	4,40	25,02	–	26,50	5,42	24,1
$R = 0.4$	3,74	23,54	5,06	25,54	4,06	21,8
$R = 0.5$	3,30	22,64	4,77	24,78	3,68	20,60
$R = 0.6$	2,86	21,69	4,48	23,89	3,35	20,34
$R = 0.75$	2,20	20,26	–	22,10	3,04	18,80
$R = 0.8$	1,98	19,79	3,91	21,3	2,99	18,66

Значний обсяг експериментальних досліджень з оцінки циклічної тріщиностійкості низьколегованих сталей (зокрема і 09Г2С) представлено в роботах [1, 95, 126]. Незважаючи на це, у ЦНИИТМАШ спільно з Інститутом машинознавства ім. Благонравова проведено комплекс досліджень з оцінки швидкості росту втомних тріщин марганцевих сталей 09Г2С, 16ГС, 10Г2 (10Г2Ш) перлітного класу та їх зварних з'єднань [89]. Ці дослідження пов'язані

з необхідністю розрахунків залишкового ресурсу великої кількості об'єктів у багатьох галузях промисловості.

Автори [89] представили КДВР у вигляді двох апроксимованих лінійних ділянок – припорогової ($\Delta K < \Delta K'$) і середньоамплітудної ($\Delta K \geq \Delta K'$), де $\Delta K'$ – точка перегину (рис. 4.5).

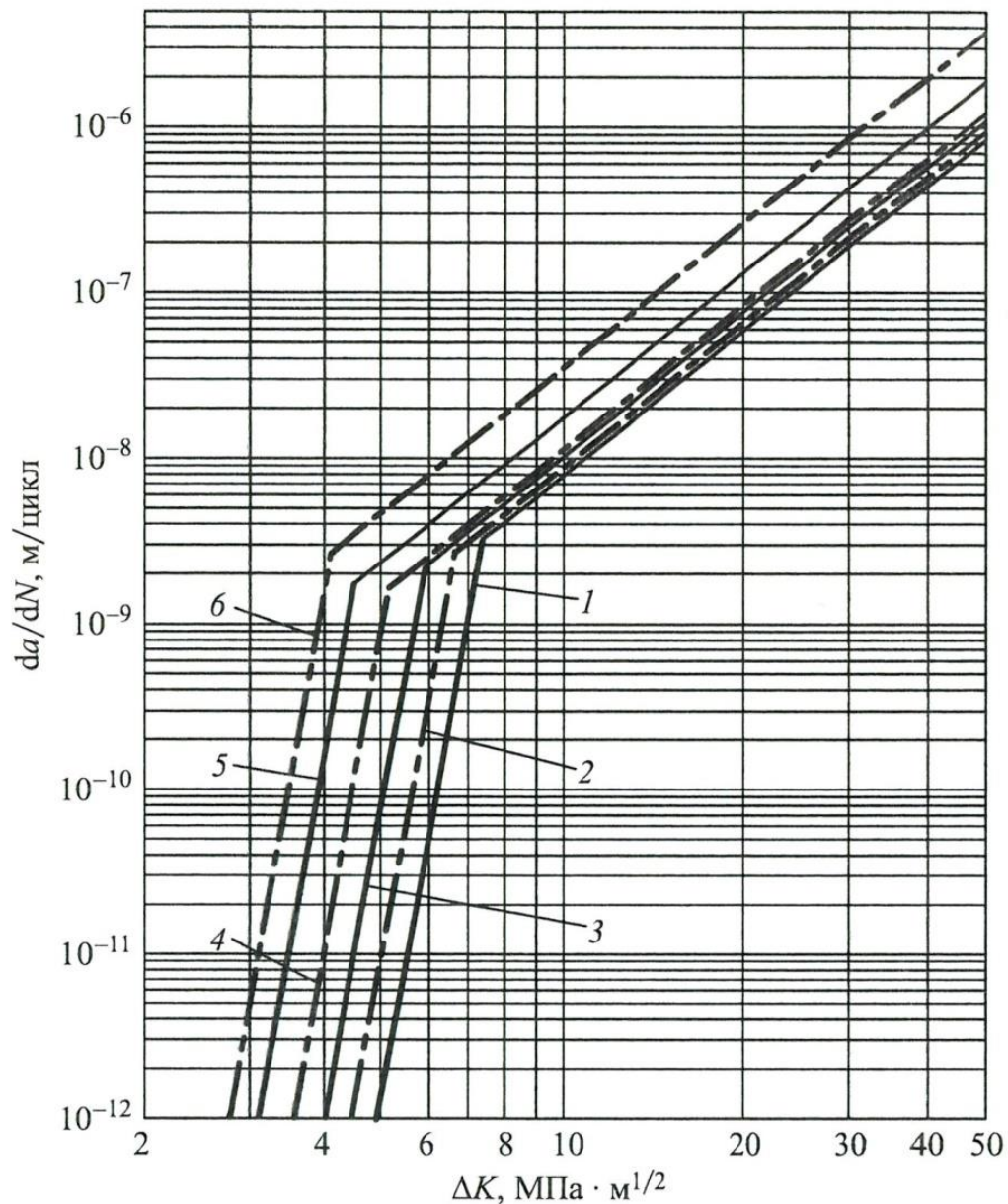


Рис. 4.5. Розрахункові залежності для оцінки швидкості росту тріщин в низьколегованих марганцевих і кремніємарганцевих сталях, що застосовуються для посудин, що працюють під тиском ($T = 20\text{ }^{\circ}\text{C}$): 1–6 – $R = 0; 0,2; 0,4; 0,6; 0,8; 0,95$ відповідно [89].

Авторами [89] рекомендовано для низьколегованих марганцевих і кремніємарганцевих сталей застосовувати такі розрахункові залежності:

для верхньої ділянки діаграми при $\Delta K \geq \Delta K'$:

$$\frac{da}{dN} = C_R^B \cdot 9,67 \cdot 10^{-12} \cdot \Delta K^{2,91}, \quad (4.15)$$

де

$$C_R^B = \frac{1}{\sqrt{1-R}}, \quad (4.16)$$

– коефіцієнт, що враховує вплив R на верхній ділянці діаграми.

Для нижньої ділянки діаграми при $\Delta K < \Delta K'$:

$$\frac{da}{dN} = C_R^H \cdot 1,42 \cdot 10^{-26} \cdot \Delta K^{20}, \quad (4.17)$$

де

$$C_R^H = \frac{1}{(1 - 0,461 \cdot R)^{20}}, \quad (4.18)$$

– коефіцієнт, що враховує вплив R на нижній ділянці діаграми.

Розв'язуючи два останні рівняння сумісно з умови рівності швидкостей росту тріщини при $\Delta K = \Delta K'$, було отримано [89] значення $\Delta K'$, які відповідають точкам перегину між нижньою і верхньою ділянкою кінетичних діаграм для різних R :

$$\text{при } R = 0 \quad \Delta K' = 7,37 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}};$$

$$\text{при } R = 0,4 \quad \Delta K' = 5,90 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}};$$

$$\text{при } R = 0,8 \quad \Delta K' = 4,51 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}.$$

Для даних умов точки перегину кривих відповідають діапазону швидкості росту тріщин $\frac{dl}{dN} = 1,6 \dots 3 \cdot 10^{-9}$ м/цикл [89].

Для визначення розмаху порогового значення КІН ΔK_{th} для досліджуваних марганцевих і кремніємарганцевих сталей в залежності від коефіцієнта асиметрії R запропоновано вираз [89]:

$$\Delta K_{th} = 6,2 \cdot (1 - 0,461 \cdot R) \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}} \quad 0 \leq R \leq 0,95 \quad (4.19)$$

Розрахунки ΔK_{th} в залежності від впливу коефіцієнта асиметрії R представлено у табл. 4.3.

Одним з найуживаніших комерційних продуктів для визначення живучості елементів конструкцій з поверхневими півеліптичними та чверть-еліптичними кутовими тріщинами (поверхневими тріщинами канонічної форми) є програма AFGROW [69, 70].

Імплементация рівняння NASGRO (версія 3.0) [96-98] в комерційну програму AFGROW здійснена у наступному вигляді:

$$\frac{da}{dN} = C \cdot \left[\frac{1-f}{1-R} \cdot \Delta K \right]^n \cdot \frac{\left(1 - \frac{\Delta K_{th}}{\Delta K}\right)^p}{\left(1 - \frac{K_{max}}{K_{crit}}\right)^q}. \quad (4.20)$$

де C, n, p, q – емпіричні константи матеріалу;

f – коефіцієнт, що враховує ефекти закриття тріщини.

$$f = \frac{K_{op}}{K_{max}} = \begin{cases} \max\{R, A_0 + A_1 \cdot R + A_2 \cdot R^2 + A_3 \cdot R^3\} & R \geq 0 \\ A_0 + A_1 \cdot R & -2 \leq R < 0 \\ A_0 - 2 \cdot A_1 & R < -2 \end{cases} \quad (4.21)$$

Коефіцієнти визначаються наступним чином:

$$A_0 = (0,825 - 0,34\alpha + 0,05\alpha^2) \cdot \left[\cos\left(\frac{\pi}{2} \cdot \frac{S_{max}}{\sigma_0}\right) \right]^{\frac{1}{\alpha}} \quad (4.22)$$

$$A_1 = (0,415 - 0,071\alpha) \cdot \frac{S_{max}}{\sigma_0} \quad (4.23)$$

$$A_2 = 1 - A_0 - A_3 \quad (4.24)$$

$$A_3 = 2A_0 + A_1 - 1 \quad (4.25)$$

Коефіцієнт α залежить від жорсткості НДС і може бути прийнятий 3,0 [1];

S_{max} – максимальні прикладені напруження і $\sigma_0 = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2}$ для заданої марки сталі.

Розмах порогового КІН ΔK_{th} визначається за залежністю:

$$\Delta K_{th} = \Delta K_0 \cdot \frac{\left(\frac{a}{a+a_0}\right)^{\frac{1}{2}}}{\left(\frac{1-f}{(1-A_0) \cdot (1-R)}\right)^{1+C_{th} \cdot R}}, \quad (4.26)$$

де ΔK_0 – пороговий коефіцієнт інтенсивності напруження при $R = 0$;

a – довжина тріщини (a чи c в AFGROW);

a_0 – додаткова довжина тріщини ($a_0 = 0,0381$ мм);

C_{th} – пороговий коефіцієнт.

Ефект товщини в рівнянні NASGRO враховується за допомогою критичного КІН K_{crit} :

$$\frac{K_{crit}}{K_{1C}} = 1 + B_K \cdot e^{-\left(A_K \cdot \frac{t}{t_0}\right)^2}, \quad (4.27)$$

де K_{1C} – в'язкість руйнування сталі (тип 1) в умовах плоскої деформації;

B_K і A_K – поправкові коефіцієнти (fit - коефіцієнти);

t – товщина;

t_0 – вихідне значення товщини для умов плоскої деформації:

$$t_0 = 2,5 \cdot \left(\frac{K_{1C}}{\sigma_{ys}}\right)^2. \quad (4.28)$$

Таким чином при оцінці K_{crit} розглядається асимптотичний підхід для оцінки актуальної товщини елемента конструкції.

На основі проведених експериментальних досліджень, довідкових даних та моделювання були встановлені такі коефіцієнти рівняння (4.26) для сталі 09Г2С ($t = 20$ мм):

$n = 3,08$; $C = 8,9 \cdot 10^{-12}$ (МПа) $^{-n} \cdot \text{м}^{(1 - n/2)} \cdot \text{цикл}^{-1}$; $p = 0,5$; $q = 0,5$; $\alpha = 3,0$;
 $\Delta K_0 = 6,2$ МПа $\cdot \text{м}^{1/2}$ [89]; $C_{th} = 4,4$; $K_{1C} = 100$ МПа $\cdot \text{м}^{1/2}$ [126]; $B_K = 0,50$; $A_K = 0,7$.

На рис. 4.6. представлено модель поверхневої півеліптичної тріщини, що побудована у програмі AFGROW, а також результати швидкості росту цієї тріщини у напрямку півосей a та c у зразках зі сталі 09Г2С при максимальних напруженнях циклу $\sigma_{max} = 187,5$ МПа та різних коефіцієнтах асиметрії $R = 0$; 0.25; 0,5. Розрахунки проведені за залежностями (4.20 – 4.28) та з врахуванням запропонованих коефіцієнтів.

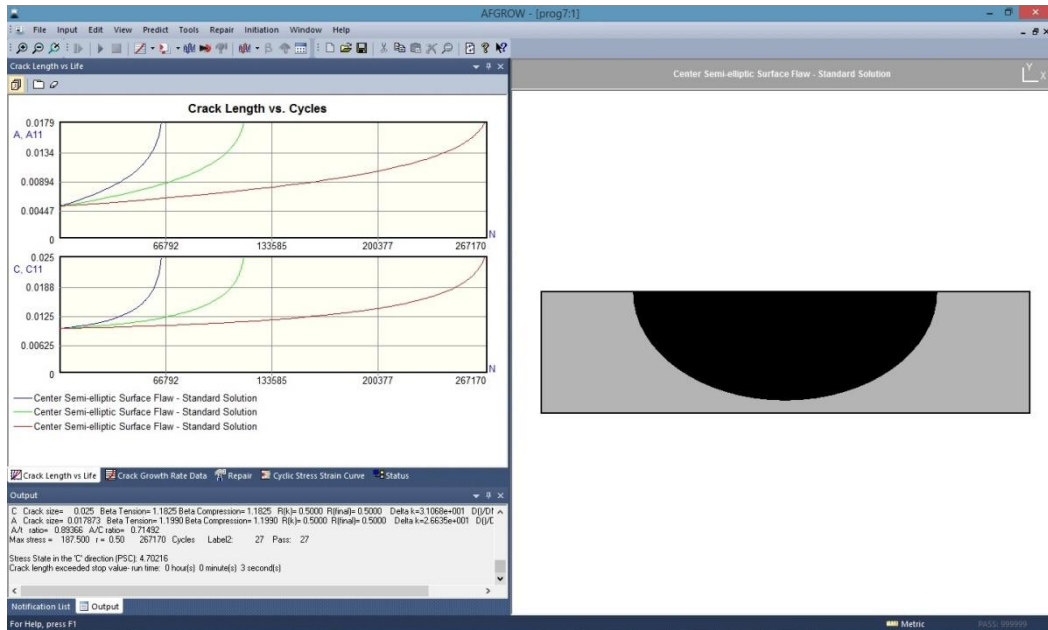


Рис. 4.6. Модель та результати дослідження швидкості росту поверхневої півеліптичної тріщини вздовж півдіагоналей a та c при різних коефіцієнтах асиметрії $R = 0; 0.25; 0.5$ та максимальних напруженнях циклу $\sigma_{max} = 187,5$ МПа (програма AFGROW)

Моделювання розвитку поверхневої півеліптичної тріщини у спеціалізованій програмі AFGROW показало добру збіжність розрахункових результатів живучості пластини з поверхневою тріщиною з експериментальними даними при дії циклічних навантажень розтягом $\sigma = 187,5$ МПа та коефіцієнтом асиметрії $R = 0,25$. Похибка не перевищувала 2%.

Іншим важливим фактором, що підтверджує адекватність розрахункових моделей і їх збіжність з експериментальними даними для втомних поверхневих тріщин є відповідність постійно змінюваної форми в процесі циклічного навантаження (рис. 4.7).

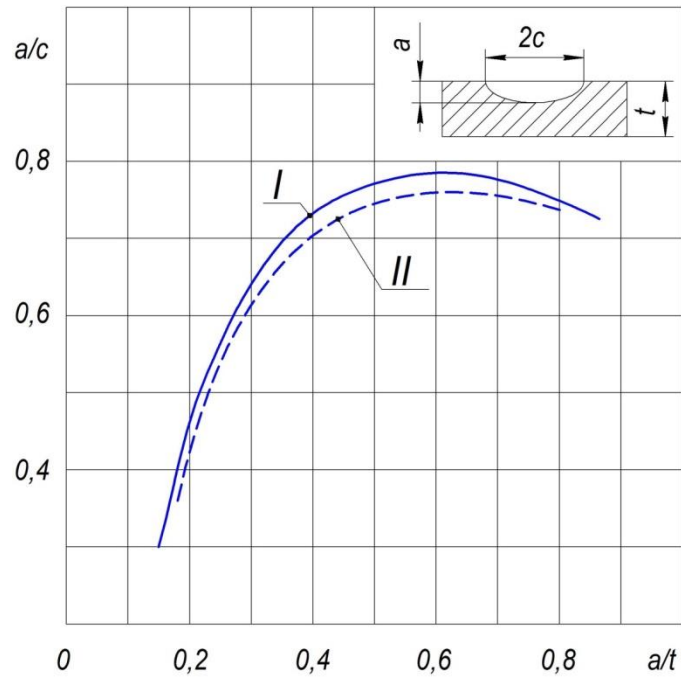


Рис. 4.7. Кінетика форми поверхневої тріщини в процесі її росту: I – експериментальні дані; II – розрахункові дані.

На основі проведених досліджень побудовано кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) сталі 09Г2С для коефіцієнтів асиметрії $R = 0$; 0,25; 0,5; 0,75 (рис. 4.8).

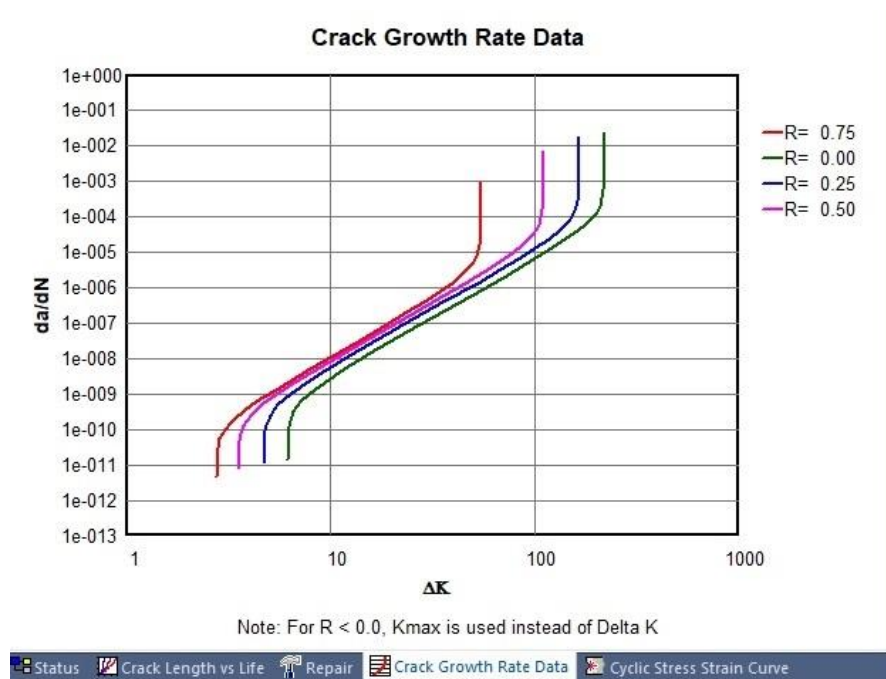


Рис. 4.8. Кінетична діаграма втомного руйнування сталі 09Г2С при різних коефіцієнтах асиметрії $R = 0$; 0,25; 0,5; 0,75

Варто зазначити, що при проведенні понад 40 модельних експериментів, у тому числі при перевантаженнях, швидкість росту поверхневих тріщин не перевищила $1 \cdot 10^{-6}$ м/цикл при відносній глибині тріщини $a/t \leq 0,8$. Тобто верхньоамплітудна ділянка КДВР при оцінці живучості зразка з поверхневою тріщиною не використовувалась. Для розрахунків довговічності використовувалась найчастіше середньоамплітудна ділянка КДВР.

4.5. Кінетика розвитку поверхневих втомних тріщин з врахуванням впливу одноразового перевантаження

Одноразові чи багаторазові перевантаження викликають затримку РВТ на десятки і сотні тисяч циклів [24, 27, 99, 100, 105, 134, 137]. До таких перевантажень відносять гідропресування, як один з видів неруйнівного контролю [2, 138], що проводиться з метою перевірки міцності і щільності посудин, трубопроводів, газопроводів, теплообмінників та іншого обладнання, що працює під тиском. Тиск гідравлічних випробувань перевищує робочий в 1,25; 1,5 або 1,67 рази. Гідропресування виробів здійснюється після їх виготовлення і в процесі експлуатації (не рідше 1 разу в 6 років). При цьому рівень гідропресування не повинен перевищувати $0,9 \sigma_T$ [104]. Циклічне навантаження зі змінною амплітудою характерне для літаків [24], підіймально-транспортних машин [126], зварних конструкцій [2]. Методику оцінки та аналіз характеру експлуатаційного навантаження мобільних машин наведено в роботі [127]. Аналіз результатів зазначених публікацій вказує, що на затримку росту тріщин при перевантаженнях впливають рівень перевантаження Q_{OL} , зміна розмаху КІН (ΔK), коефіцієнт асиметрії R , товщина зразків, температура, навколишнє середовище та інші фактори.

На рис. 4.9 представлені порівняльні дані про розвиток втомних поверхневих півеліптичних тріщин при перевантаженні $Q_{OL} = 1,67$ та ідентичної тріщини при регулярному циклічному навантаженні. У момент дії перевантаження розмір втомної поверхневої півеліптичної тріщини були

такими: $2c = 22$ мм; $a = 8,6$ мм; $a/c = 0,78$. Випробування проведено при максимальному рівні напружень циклу $\sigma_{max} = 166,7$ МПа та коефіцієнті асиметрії $R = 0,26$.

Вибір початкових параметрів поверхневої півеліптичної тріщини при перевантаженні ($a = 8,6$ мм; $c = 22$ мм; $a/c = 0,78$; $a/t = 0,43$) обґрунтовувався можливістю досліджень впливу перевантаження для умов енергетично стабільного контуру тріщини (рис. 4.10), оскільки при менших значеннях $a/t < 0,4$ відбувається ріст, у першу чергу у напрямку осі a та незначно вздовж осі $2c$. Варто зазначити, що при дії перевантаження на взірці з поверхневою тріщиною, яка має складний за геометрією контур, виявляються певні особливості у затримці розвитку N_D (див. розд. 4.6).

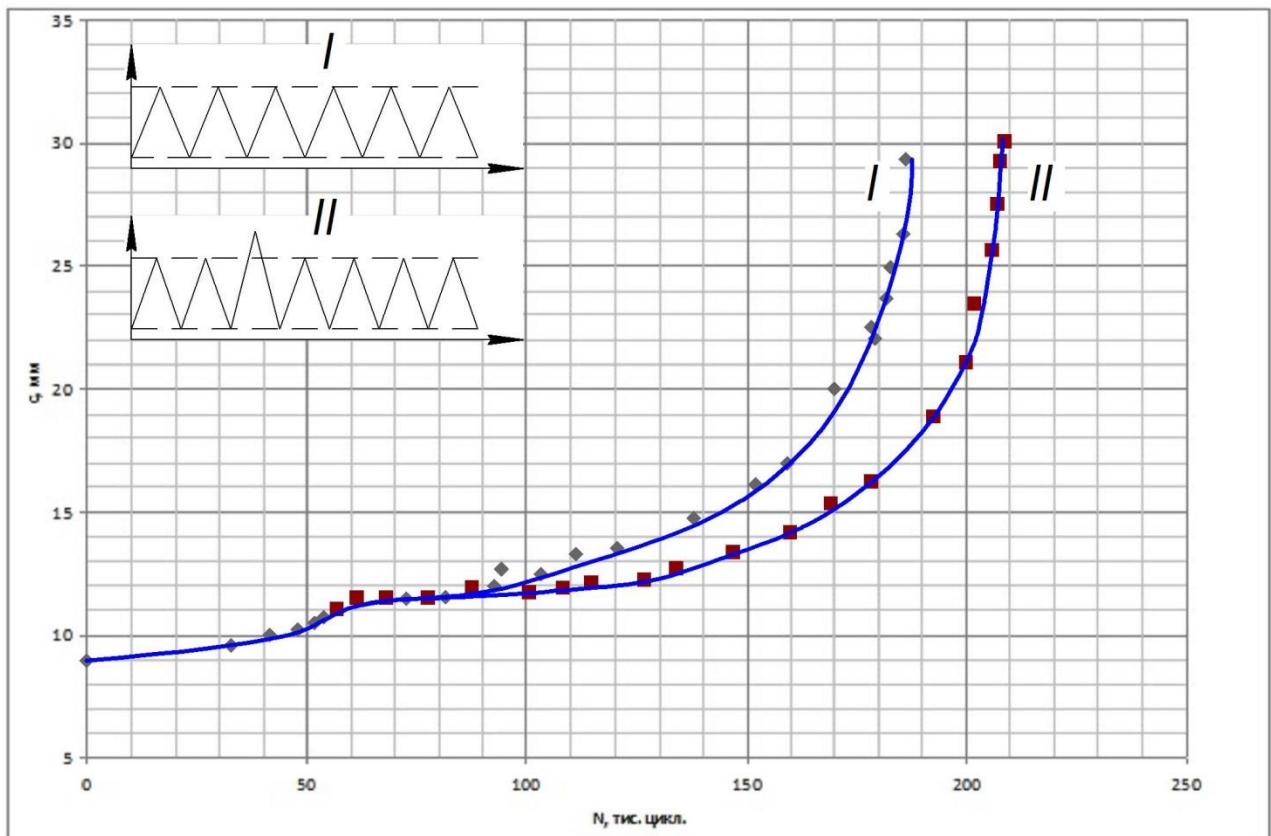


Рис. 4.9. Експериментальні результати росту поверхневих втомних півеліптичних тріщин при регулярному навантаженні $\sigma_{max} = 166,7$ МПа (I) та при впливі перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (II)

Вплив перевантаження характеризується затримкою кількості циклів N_D росту поверхневої тріщини вздовж півеліптичного контуру поверхневої тріщини. Зазвичай для поверхневих тріщин затримку росту досліджують для характерних точок фронту: на поверхні (точка С) та у найглибшій точці фронту (точка А) (рис. 4.10).

Варто зазначити, що кількість циклів затримки РВТ вздовж осі c після впливу перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ становило $N_D^c = 22200$ циклів (рис. 4.10), а вздовж осі a – $N_D^a = 16700$ циклів. Як видно, в напрямку глибини затримка росту тріщини після прикладання перевантаження розтягом є меншою, ніж на поверхні зразка. Це підтверджується цілим рядом досліджень [26, 29, 31], і пояснюється зміною умов деформування вздовж фронту поверхневої тріщини – від плоскої деформації у максимально заглибленій точці до плоско-напруженого стану на поверхні пластини.

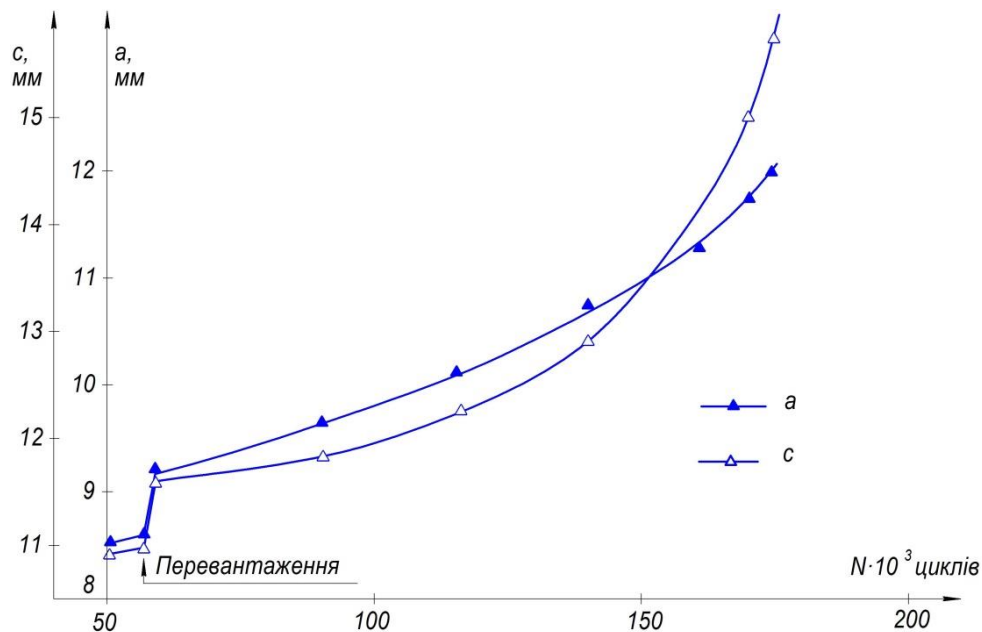


Рис. 4.10. Вплив перевантаження $Q_{OL} = 1,66$ на розповсюдження втомної поверхневої півеліптичної тріщини на поверхні зразка (точка С) та у найглибшій точці фронту тріщини (точка А)

Оскільки затримка росту поверхневої тріщини у найглибшій точці є меншою, то в умовах плоскої деформації найглибша точка a та наближена до

неї область контуру будуть мати більшу швидкість. Це призводить до незначної зміни коефіцієнта форми тріщини a/c (до 5%) в зоні впливу перевантаження розтягом (рис. 4.11). Подібні дані отримані в роботах [29, 31].

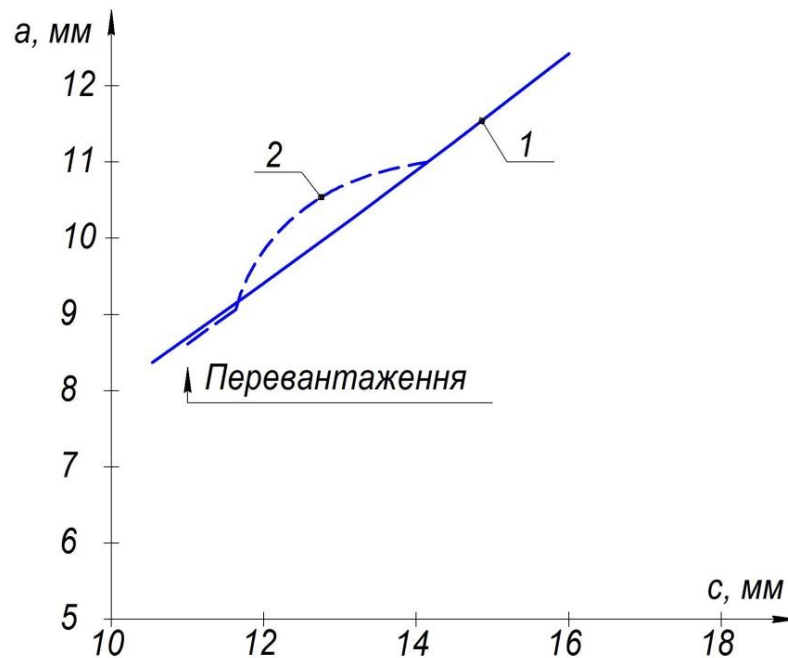


Рис. 4.11. Розвиток форми поверхневої півеліптичної тріщини при регулярному навантаженні (1) та після впливу перевантаження розтягом $Q_{OL} = 1,67$ (2)

Таким чином, адекватний прогноз росту півеліптичної тріщини при перевантаженнях розтягом можна дати тільки шляхом моделювання її розвитку з врахуванням не тільки розподілу КІН K_I по контуру поверхневої тріщини, але й змінюваності жорсткості НДС по її фронту [26, 29, 31].

4.6. Дослідження впливу перевантаження на розповсюдження поверхневих півеліптичних тріщин з різною конфігурацією їх контуру у низьколегованій сталі 09Г2С

В залежності від особливостей ініціації чи злиття поверхневих тріщин вони можуть набувати різної півеліптичної форми (рис. 4.12).

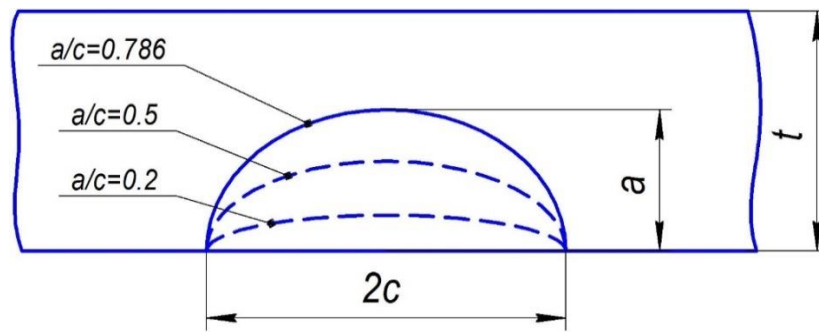


Рис. 4.12. Поверхневі півеліптичні тріщини з однаковою великою віссю еліпса $2c$ та змінюваним коефіцієнтом форми $a/c = 0,2; 0,5; 0,786$.

Коефіцієнт форми a/c півеліптичної тріщини є одним з найважливіших факторів при оцінці коефіцієнтів інтенсивності напружень, які суттєвим чином змінюються вздовж контуру тріщини. Нормалізовані значення КІН вздовж фронту поверхневих тріщин з різними коефіцієнтами форми a/c представлено на рис. 4.13 [55, 107].

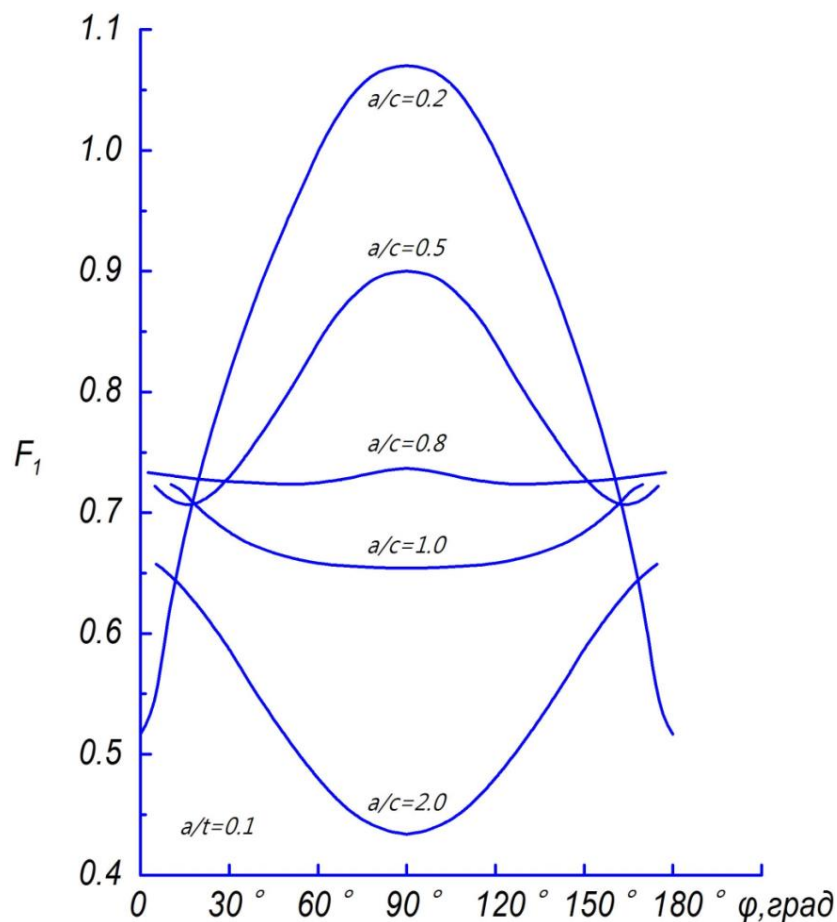


Рис. 4.13. Нормалізовані значення КІН вздовж фронту поверхневих тріщин з різними коефіцієнтами форми a/c

У випадку, коли параметр a/c є великим (наприклад, $a/c = 2,0$) максимальні значення КІН спостерігаються у поверхневих точках контуру (точка С). І навпаки, для невеликих значень $a/c = 0,2 \div 0,6$ максимальні значення КІН спостерігаються для найглибшої точки контуру (точка А). При циклічному навантаженні така суттєва змінюваність силового параметра КІН по фронту поверхневої тріщини приводить до зміни геометрії її контуру.

У діапазоні значень $a/c = 0,7 \div 0,95$ контур втомної поверхневої тріщини набуває енергетично стабільної форми [10, 139], коли при майже однакових величинах КІН стабілізується форми поверхневої тріщини. Саме у цьому діапазоні a/c проведено більшість досліджень кінетики форми втомних поверхневих тріщин при дії перевантажень [29, 31].

Проте, зустрічаються випадки, коли при злитті поверхневих тріщин утворюється макротріщина з малими співвідношенням $a/c = 0,2 \div 0,5$. Складність аналізу та інтерпретації результатів, отриманих для таких тріщин при дії перевантаження полягає у відсутності узагальненої геометричної характеристики, за зміною якої можна було б встановити кінетику її росту [10]. Іншою особливістю, яку складно інтерпретувати, є перерозподіл КІН вздовж фронту тріщини при її розповсюдженні.

Кількість циклів затримки росту N_D тріщини залежить від величини перевантаження Q_{OL} та параметрів подальшого циклічного навантаження, коефіцієнта асиметрії R , матеріалу та ін.

У зв'язку з цим, оцінювалась затримку росту поверхневих N_D тріщин при моделюванні впливу таких факторів:

- коефіцієнта форми поверхневої тріщини, що має фіксовану довжину при дії перевантаження;
- коефіцієнта асиметрії;
- рівня перевантаження.

У зв'язку з цим методика досліджень полягала у визначенні кількості циклів затримки після дії одноразового перевантаження розтягом певного рівня у поверхневих півеліптичних тріщинах з фіксованою довжиною на поверхні

$2c = 22$ мм та змінним параметром форми $a/c = 0,2; 0,5; \text{ та } 0,786$ у порівнянні з таким же контуром при регулярному навантаженні. Коефіцієнт перевантаження складав $Q_{OL} = 1,67$; максимальні напруження базового циклічного навантаження $\sigma = 187,5$ МПа; коефіцієнт асиметрії $R = 0,25$.

Зазначимо, що значення розмаху КІН для характерних точок (вершин півосей) поверхневої тріщини для базового циклу навантаження становили: $\Delta K_C = 6,21$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$; $\Delta K_A = 12,55$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$ (для неглибоких тріщин $a/c = 0,2$) до $\Delta K_C = 13,72$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$; $\Delta K_A = 17,18$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$ (при $a/c = 0,5$) та $\Delta K_C = 18,98$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$; $\Delta K_A = 18,48$ МПа $\cdot \sqrt{\text{м}}$ (для глибоких тріщин $a/c = 0,786$).

Моделювання проводились за допомогою спеціалізованої програми AFGROW. Вхідні дані циклічної тріщиностійкості для сталі 09Г2С були отримані на основі кінетичної діаграми втомного руйнування (КДВР), яку будували за результатами експериментальних досліджень росту поверхневих тріщин при циклічному навантаженні. Точність прогнозованих результатів росту тріщини за кількістю циклів, а також збіжність даних зі зміни форми контуру в процесі циклічного навантаження не перевищувала 2% у порівнянні з експериментальними даними, отриманими при регулярному навантаженні, а також при оцінці впливу перевантаження.

На рис. 4.14 представлено результати затримки N_D росту тріщини при перевантаженні $Q_{OL} = 1,67$ для досліджуваних конфігурацій фронту тріщини: $a/c = 0,2; 0,5; 0,786$. Встановлено, що зі зменшенням a/c затримка росту тріщини зростає за експоненціальною залежністю відповідно в 1,16 та 1,71 рази. Зменшення коефіцієнта асиметрії з $R = 0,25$ до $R = 0$ привело також до зменшення N_D у 2,3 – 2,4 рази для кожного з досліджуваних випадків, і тренд змін N_D є подібним до даних при $R = 0,25$.

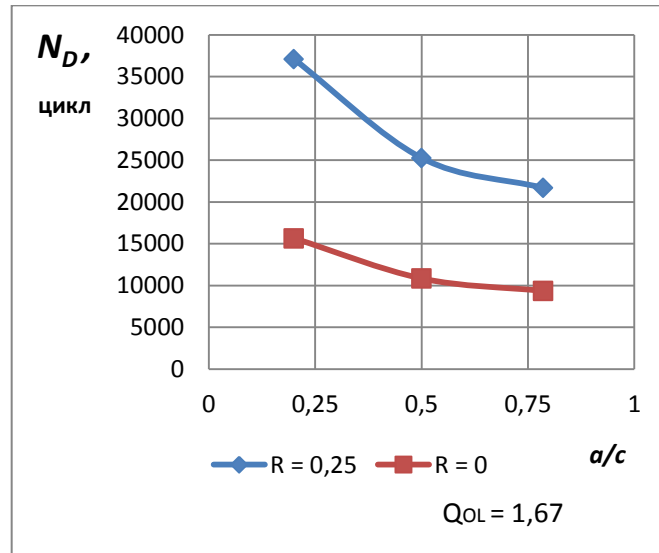


Рис. 4.14. Залежність затримки росту поверхневої півеліптичної тріщини N_D рівня при одноразовому перевантаженні $Q_{OL} = 1,67$ від форми її контуру та коефіцієнта асиметрії (сталь 09Г2С)

Підвищення рівня перевантаження до $Q_{OL} = 1,8$ (рис. 4.15) у порівнянні з $Q_{OL} = 1,67$ (при $R = 0,25$) приводить до подальшого збільшення кількості циклів затримки N_D (більше як у два рази) для всіх досліджуваних випадків зміни форми тріщини.

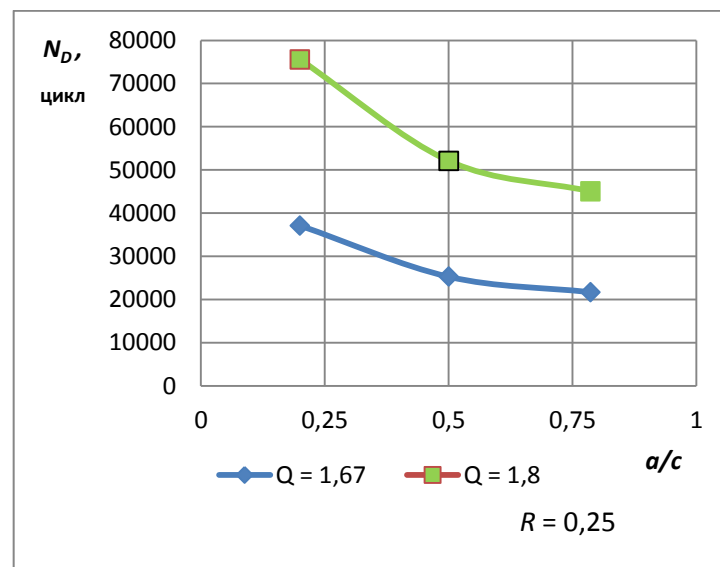


Рис. 4.15. Залежність затримки росту поверхневої півеліптичної тріщини N_D від величини перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ та $Q_{OL} = 1,8$ та коефіцієнта форми $a/c = 0,2; 0,5; 0,786$

Відмінність кількості циклів затримки N_D росту поверхневих тріщин, що мають різну форму, пов'язані, у першу чергу, з величиною та розподілом коефіцієнтів інтенсивності напружень КІН вздовж криволінійного контуру кожної з тріщин та їх взаємодією в процесі розвитку. Значно менший вплив на кількість циклів затримки матиме в даному випадку змінна по фронту поверхневої тріщини жорсткість напружено-деформівного стану. Взаємодія обох цих факторів приводить до змін у затримці росту поверхневих тріщин (рис. 4.14 та 4.15) та до змін її фронту (рис. 4.16). Видно, що криволінійність контуру зростає (збільшується коефіцієнт форми a/c) зі збільшенням рівня перевантаження у порівнянні з контуром поверхневої тріщини за регулярного циклічного навантаження.

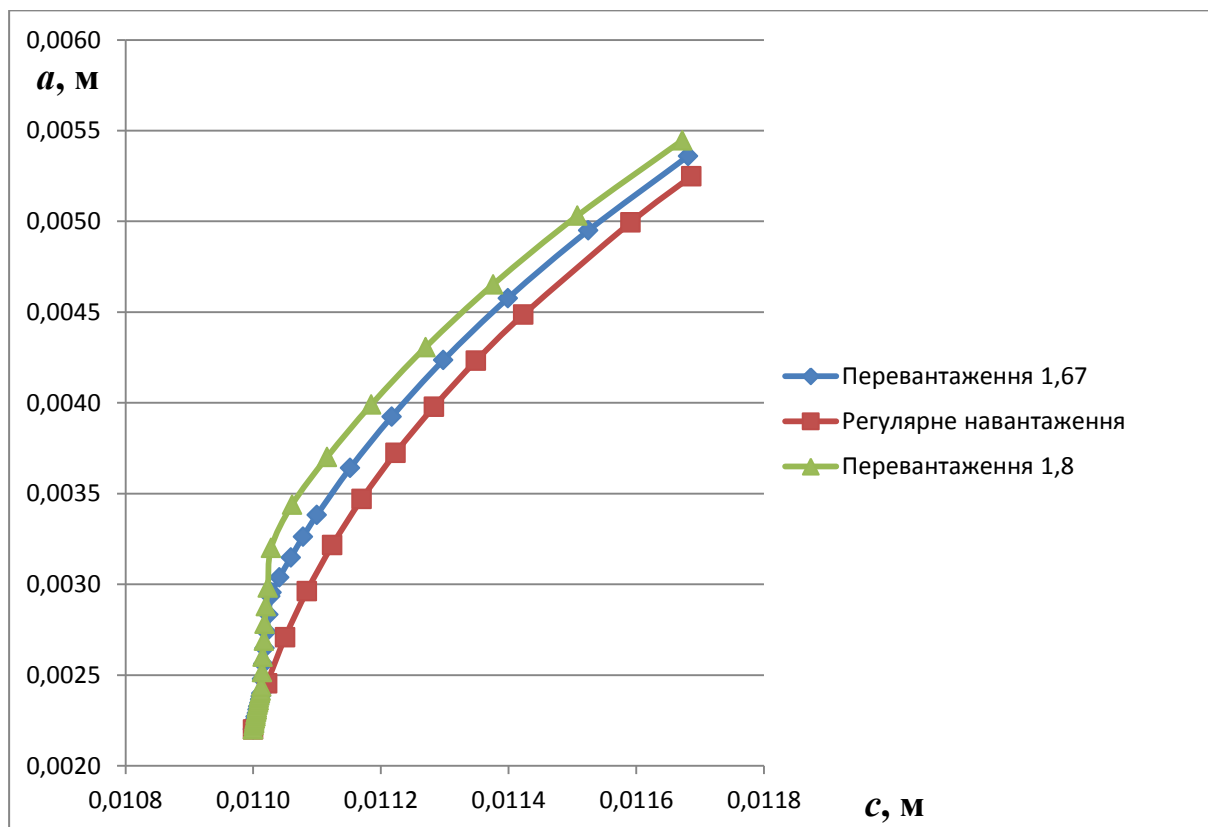


Рис. 4.16. Зміна геометрії контуру поверхневої тріщини при дії перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ та $Q_{OL} = 1,8$

Аналізуючи отримані дані, зазначимо, що рівень перевантаження, коефіцієнт асиметрії для порівнюваних випадків були однаковими. Також у

всіх випадках фронт тріщини в області вершини малої півосі знаходився в умовах плоскої деформації, а прилеглий до вільної поверхні – в умовах, близьких до плоского напруженого стану. Значеннями, що відрізняються для досліджуваних форм контурів поверхневих тріщин є величини та градієнтний розподіл КІН вздовж контуру тріщини. Очевидно, величини розмаху КІН ΔK , які є відмінними для різних форм тріщин при одному і тому ж базовому циклічному навантаженні, їх розподіл вздовж фронту тріщини найсуттєвіше впливають на збільшення циклів затримки росту тріщини при дії перевантажень, зокрема для низьколегованих сталей.

Для обґрунтування цього висновку, проведено імітаційне моделювання щодо впливу розмаху КІН ΔK_{VL} основного режиму циклічного навантаження на затримку росту поверхневих тріщин після перевантаження.

Дослідження проведені для енергетично стабільної форми тріщини $a/c = 0,786$, для якої КІН вздовж контуру є практично однаковими. Моделювалися такі рівні одиничних перевантажень $Q_{OL} = 1,67; 1,8; 2,0$ та $2,2$, які поєднувались з циклічними напруженнями основного циклу $\sigma = 120; 150; 187,5; 200$ МПа. Коефіцієнт асиметрії у всіх випадках становив $R = 0,25$.

Встановлено (рис. 4.17), що підвищення рівня перевантаження Q_{OL} збільшує кількість циклів затримки N_D . Також встановлено, що при менших розмахах КІН затримка N_D є більшою і, навпаки, при збільшенні розмаху КІН – зменшується. Такі закономірності спостерігаються для кожного з рівнів Q_{OL} .

Отримані результати моделювання впливу розмаху КІН основного циклу на затримку росту поверхневої тріщини у низьколегованій сталі 09Г2С після перевантаження $Q_{OL} = 2,0$ було порівняно з даними (табл. 4.4), отриманими при розвитку поверхневих та наскрізних тріщин у конструкційних сталях при такому ж перевантаженні $Q_{OL} = 2,0$ (рис. 4.18). За даними табл. 4.4 отримано тренди $N_D - \Delta K$ (рис. 4.18).

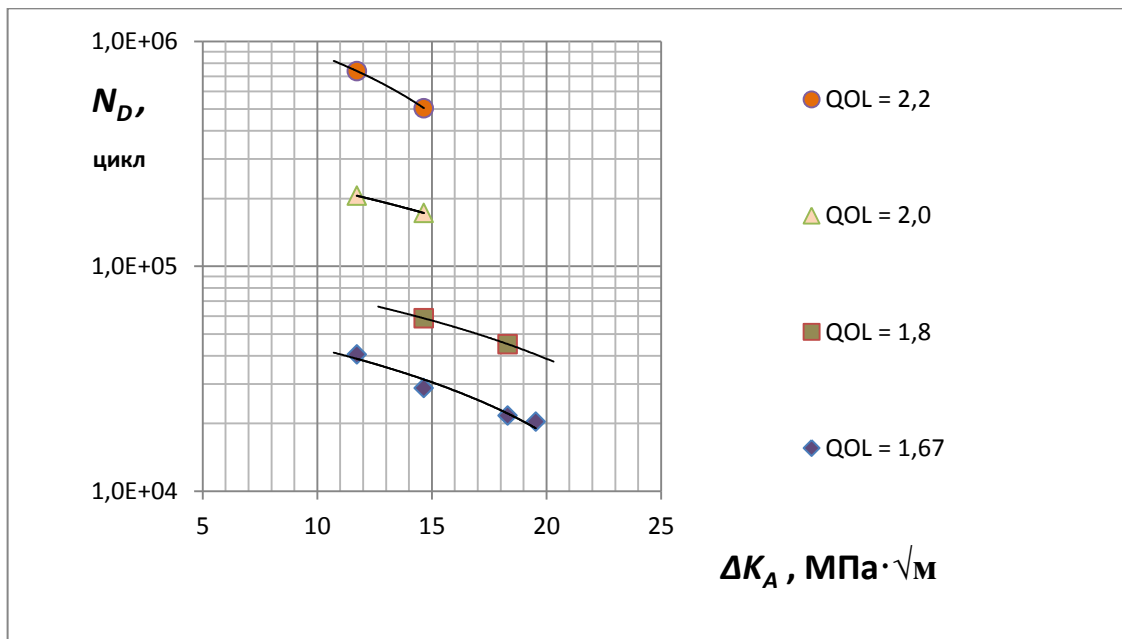


Рис. 4.17. Залежність затримки розвитку тріщини N_D при одноразових перевантаженнях різного рівня від ΔK_A (сталь 09Г2С)

Таблиця 4.4

Вплив перевантаження $Q_{OL} = 2,0$ на кількість циклів затримки N_D для конструкційних сталей

№	Сталь	σ_y , МПа	σ_u , МПа	Q_{OL}	ΔK_{BL} , МПа $\sqrt{м}$	N_{Δ} , цикл.	Література
1-1	09Г2С	380	530	2,0	14,65	172562	Власні дослідження
1-2	09Г2С	380	530	2,0	11,72	256040	
2	09Г2С	375	530	2,0	22,20	92000	[135]
3	E36	380	522	1,9	16,20	195000*	[136]
4	AISI 4130	415	559	2,0	11,48	160570	[31]
5	20ГФЛ	390	590	1,9	29,33	168000*	[27]
6	BS 4360 50B	352	519	2,0	11,80	380000	[62]
7	15X2МФА	584	700	2,0	27,00	95000	[26]
8	15Г2СФ	400	560	1,875	43,80	83000	[81]

* – апроксимовані значення

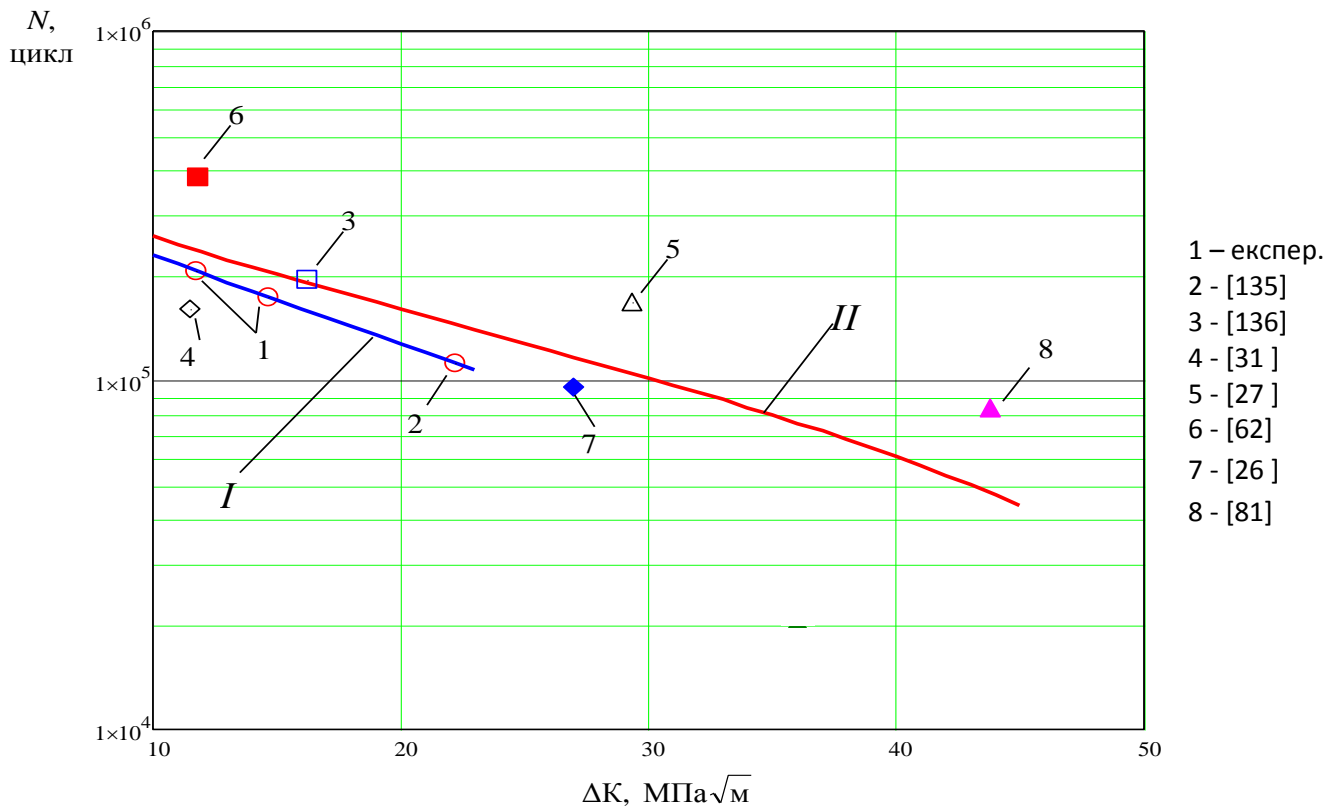


Рис. 4.18. Залежність кількості циклів затримки N_D для конструкційних сталей від розмаху ΔK при коефіцієнті перевантаження $Q_{OL} = 2,0$:
 I – сталь 09Г2С; II – конструкційні сталі

Отже, збільшення розмаху КІН приводить до зменшення кількості циклів затримки N_D як для сталі 09Г2С, так і для інших конструкційних сталей, що необхідно враховувати при оцінці довговічності.

Висновки до розділу 4

1. На основі результатів експериментальних досліджень побудовано кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 09Г2С. Побудовано модель поверхневої півеліптичної тріщини в програмі AFGROW. Отримано результати швидкості росту цієї тріщини у напрямках півосей a та c , що добре узгоджується з експериментальними даними.

2. Спостерігається добра збіжність даних імітаційного моделювання, що описує вплив перевантажень на затримку N_D росту поверхневих тріщин з

енергетично стабільним контуром ($a/c = 0,7 \div 0,95$) та результатів експериментальних досліджень, отриманих для наскрізних тріщин. Це свідчить про адекватний вибір вхідних параметрів моделювання, зокрема параметрів циклічної тріщиностійкості матеріалу та ін. У результаті досліджень встановлено, що при перевантаженні $Q_{OL} = 2,0$ та зменшенні розмаху КІН ΔK_{BL} з $14,65 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ до $11,72 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ основного циклу навантажень затримка росту поверхневої тріщини збільшується в 1,48 рази. Подібні результати були отримані в діапазоні $\Delta K_{BL} = 12,15 \div 20,25 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ та рівнів перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ та 1,8.

3. У поверхневих тріщин з енергетично нестабільним контуром, що мають коефіцієнти форми $a/c = 0,5$ та $a/c = 0,2$ і таку ж довжину на поверхні, як і тріщина з енергетично стабільним контуром при $a/c = 0,786$, затримка росту N_D при аналогічних рівнях перевантаження збільшується в 1,16 та 1,71 рази відповідно. Аналіз показує, що КІН вздовж контурів таких тріщин є меншими, ніж для тріщин з $a/c = 0,786$. Тому у цьому випадку теж можна зазначити, що зі зменшенням КІН у тріщинах з $a/c = 0,2$ та $a/c = 0,5$ та затримка росту N_D після перевантаження збільшуватиметься.

РОЗДІЛ 5. ДОСЛІДЖЕННЯ РОЗВИТКУ ВТОМНИХ ПОВЕРХНЕВИХ ТРІЩИН ЗІ СКЛАДНИМ ЗА ГЕОМЕТРІЄЮ КОНТУРОМ ПІСЛЯ ВПЛИВУ ПЕРЕВАНТАЖЕНЬ РОЗТЯГОМ

5.1. Результати експериментальних досліджень впливу одноразових перевантажень розтягом на затримку росту та кінетику розвитку поверхневих тріщин неканонічної форми.

Встановлено, що інтенсивне перевантаження розтягом елемента, що має тріщину, суттєво сповільнює її ріст (розділ 4). Очевидним є також те, що зі збільшеннями рівня перевантаження кількість циклів затримки N_D збільшується.

Вплив перевантажень на затримку росту поверхневих півеліптичних тріщин є подібним до наскрізних (збільшується кількість циклів затримки N_D) [10, 29], але розгляд цього процесу ускладнюється додатковими чинниками, що є характерними для поверхневих тріщин. Одним з чинників є форма поверхневих півеліптичних тріщин, що характеризується співвідношенням півосей a/c . Такі поверхневі тріщини канонічної форми розглянуті в розділі 4.

До тріщин неканонічної форми відносяться поверхневі тріщини зі складною конфігурацією контуру, який утворюється в зонах конструктивних концентраторів напружень, при об'єднанні тріщин в зонах зварних швів, нерівномірно прикладеному навантаженню та ін. Вивченню кінетики розвитку таких тріщин при регулярному циклічному навантаженні присвячені праці [57-59]. Вплив перевантажень на затримку росту таких тріщин не досліджено.

З метою дослідження кінетики росту поверхневої тріщини неканонічної форми при дії перевантажень розтягом та подальшого циклічного навантаження (рис. 5.1) проведено експериментальні дослідження пластин зі сталі 09Г2С з поперечним перерізом 80x20 мм (рис. 5.2) під дією циклічного розтягу на гідропульсаторі ZDM-100. У пластинах тонкою дисковою фрезою товщиною 0,13 мм були ініційовані компланарні надрізи різної глибини, що

перекривали один одного. Під дією циклічного навантаження ініціювали поверхневу втомну тріщину з несиметричним фронтом, що моделює процес об'єднання тріщини. Несиметричний фронт тріщини було умовно поділено на дві частини: контур А, якому відповідає півдіагональ з довжиною на поверхні зразка $c_1 = 12,0$ мм та контур В з відповідною півдіагоналлю по поверхні зразка $c_2 = 10,0$ мм. Загальна довжина макротріщини $2c = c_1 + c_2 = 22$ мм. Саме при сумарній довжині $2c = 22,0$ мм було здійснено перевантаження $Q_{OL} = 1,67$; максимальні напруження базового циклічного навантаження $\sigma_n = 187,5$ МПа; коефіцієнт асиметрії циклу навантажень $R = 0,25$. Наступне перевантаження $Q_{OL} = 1,5$ було прикладене при тих же параметрах основного циклічного навантаження та біжучій довжині тріщини $2c = 33,2$ мм (рис. 5.1).

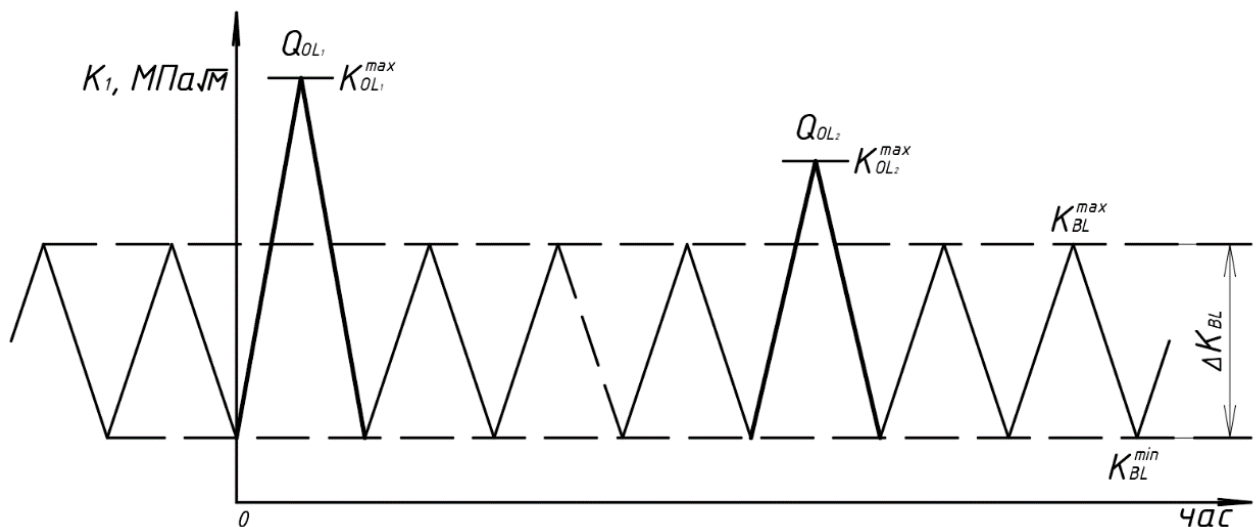


Рис. 5.1. Схематизація досліджуваного спектру навантажень.

Для порівняння досліджували також розвиток поверхневих півеліптичних тріщин канонічної форми для двох випадків: при регулярному циклічному навантаженні, а також при перевантаженнях (рис. 5.3). Злами зразків та схематизація контурів поверхневих тріщин представлені на рис. 5.2.

Розглянемо якісні результати, що описують розвиток поверхневої неканонічної тріщини при перевантаженні розтягом. Після прикладання одноразового перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (при $2c = 22,0$ мм) та подальшого

регулярного навантаження на зразок з макротріщиною, відбулося сповільнення її росту по всьому фронту тріщини. Далі відбулася активізація фронту В, в той час, як більший за розмірами контур А знаходився ще в стані сповільненого розвитку.

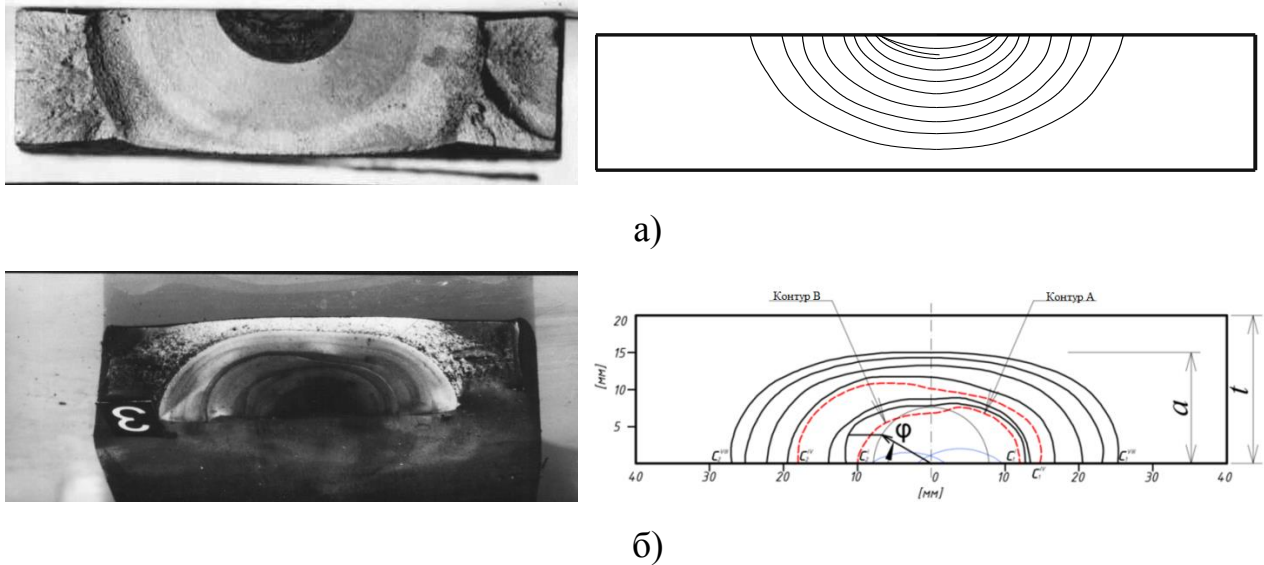


Рис. 5.2. Злами та схематизація кінетики контуру поверхневих тріщин: а – півеліптична тріщина за регулярного навантаження; б – тріщина зі складним за геометрією початковим контуром після перевантажень та за подальшого регулярного навантаження.

При наступному одноразовому перевантаженні $Q_{OL} = 1,5$ (при $2c = 33,2$ мм) тенденція кінетики росту поверхневої втомної тріщини неканонічної форми залишилася такою ж: після затримки росту тріщини, спричиненого перевантаженням активніше почала збільшуватись за розмірами частина контуру А, а потім – контур В. При цьому інтенсивність сповільненого росту поверхневої втомної тріщини при перевантаженні $Q_{OL} = 1,5$ виявилась меншою, ніж при перевантаженні $Q_{OL} = 1,67$. Отже змінюючи величину перевантаження, можна керувати геометрією фронту поверхневої втомної тріщини неканонічної форми, по чергово збільшуючи розміри його частин – лівої чи правої.

Контур неканонічної поверхневої тріщини після впливу перевантаження та подальшого циклічного навантаження істотно відрізняється від форми поверхневої тріщини канонічної форми за таких же умов навантаження. Поверхнева тріщина канонічної форми зберігає півеліптичну форму як при регулярному циклічному навантаженні, так і після перевантаження розтягом, в той час, як контур неканонічної тріщини після перевантажень та регулярного циклічного навантаження замінюється наближаючись до прямокутної форми. Це пояснюється пришвидшеним розповсюдженням контуру в напрямках, що відповідають параметричному куту $\varphi = 30 \div 35^\circ$. Найбільше сповільнення розвитку тріщини спостерігається в області злиття тріщини (рис. 5.2).

Отже, перевантаження в тріщинах неканонічної форми спричиняє інтенсивнішу затримку їх росту та значну зміну контуру. Майже такої ж форми набуває одинарна поверхнева тріщина при дії поверхневого пластичного деформування [10, 34], що застосовується для підвищення втомної міцності елементів конструкцій, або ж при наводненні устя поверхневої тріщин [10], хоча у цих випадках на зміну контуру впливають різні зовнішні фактори.

Проаналізуємо кількісні показники впливу пікових перевантажень $Q_{OL} = 1,67$ та $Q_{OL} = 1,5$ на кінетику поверхневої тріщини зі складним за геометрією контуром. На рис. 5.3 представлені криві росту втомних тріщин вздовж поверхневої осі. Моменту прикладання перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ відповідає контур I поверхневої тріщини з фіксованими точками C_1^I та C_2^I на поверхні зразка (та відповідними півдіагоналями c_1^I та c_2^I). Моменту прикладання перевантаження $Q_{OL} = 1,5$ відповідає контур IV, який на поверхні позначений точками C_1^{IV} та C_2^{IV} , що відповідають кінцям півдіагоналей $c_1^{IV} = 15,2$ мм та $c_2^{IV} = 18$ мм. Інші криві представляють біжучі контури тріщини, що зафіксовані в процесі випробувань при циклічному навантаженні пластини з тріщиною.

Для порівняльного аналізу на рис. 5.3 також представлено криві кінетики росту втомної тріщини при регулярному навантаженні (крива 1) подібної до півеліптичної тріщини канонічної форми з усередненими півдіагоналями

контуру I і співвідношенням півосей $a/c \approx 0,786$ та після перевантаженні $Q_{OL} = 1,67$ (крива 2). Затримка росту тріщин у цьому випадку склала $N_D = 21690$ циклів.

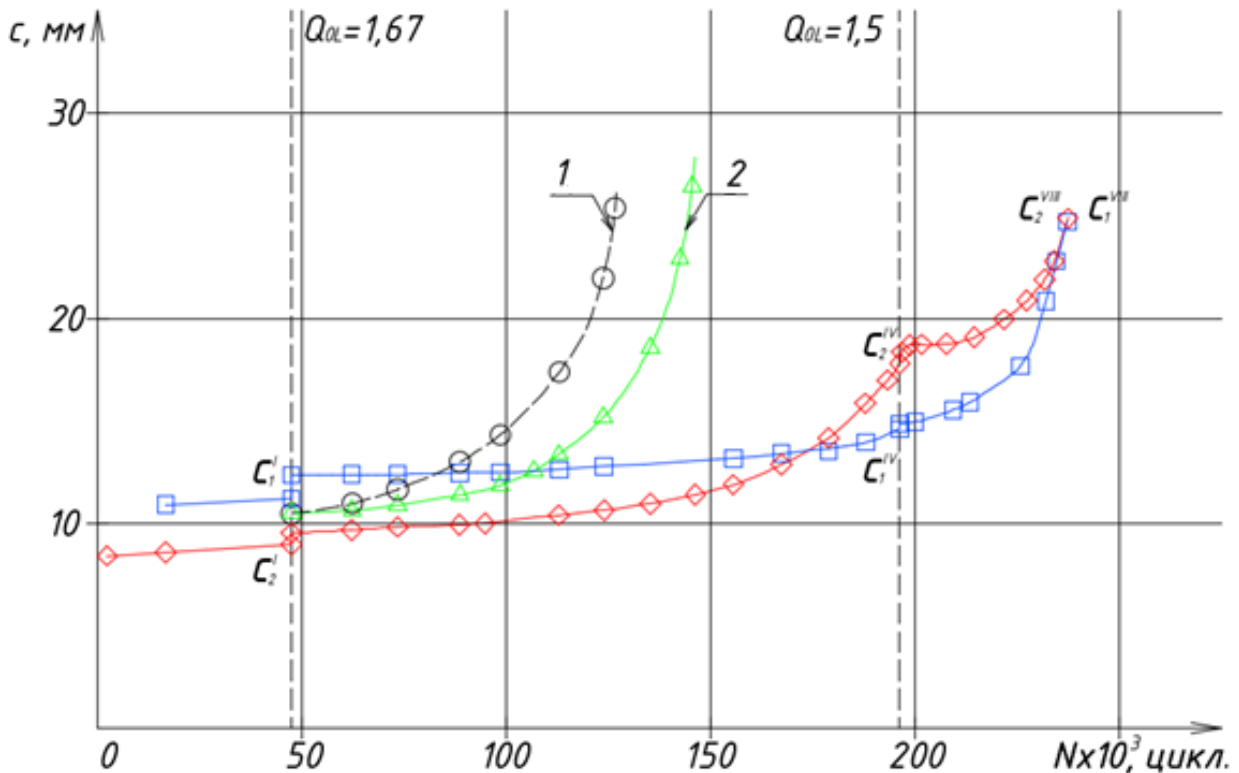


Рис. 5.3. Закономірності впливу перевантажень на розповсюдження поверхневих тріщин канонічної та неканонічної форм вздовж поверхневої осі у низьколегованій сталі 09Г2С: 1 – ріст півеліптичної тріщини при регулярному циклічному навантаженні; 2 – ріст півеліптичної тріщини після перевантаження $Q_{OL} = 1,67$; \square – розповсюдження неканонічної тріщини вздовж напрямку C_1 після перевантажень; \diamond – розповсюдження неканонічної тріщини вздовж напрямку C_2 після перевантажень.

При дослідженні впливу перевантаження такого ж рівня $Q_{OL} = 1,67$ на поверхневу тріщини неканонічної форми за аналогічних умов базового циклічного навантаження встановлено значно більшу за величиною затримку росту тріщини вздовж півосі c_1 та значно меншу вздовж півосі c_2 (рис. 5.3). Це привело до загальної зміни контуру поверхневої тріщини відносно

вертикальної осі – контур IV став асиметричним до контуру I (рис. 5.2, б). Повторне перевантаження $Q_{OL} = 1,5$ при довжині півдіагоналей $c_1^{IV} = 15,2$ мм та $c_2^{IV} = 18$ мм привело до додаткового сповільнення росту тріщини, але з меншою інтенсивністю. Затримка N_D росту поверхневої півеліптичної тріщини канонічної форми після такого ж перевантаження $Q_{OL} = 1,5$ становила – $N_D = 5600$ циклів що суттєво менше.

Затримка розповсюдження поверхневої тріщини неканонічної форми після двох пікових перевантажень $Q_{OL} = 1,67$ та $Q_{OL} = 1,5$ виявилась на 92300 циклів більшою, ніж для тріщини канонічної форми при регулярному навантаженні.

Інтенсивність впливу перевантаження характеризується також зміною швидкості росту втомної тріщини. Зміну швидкості $V = \frac{dc_i}{dN}$ при розповсюдженні тріщини вздовж поверхневих півосей c_1 і c_2 представлено на рис. 5.4, криві побудовані за результатами експериментальних досліджень.

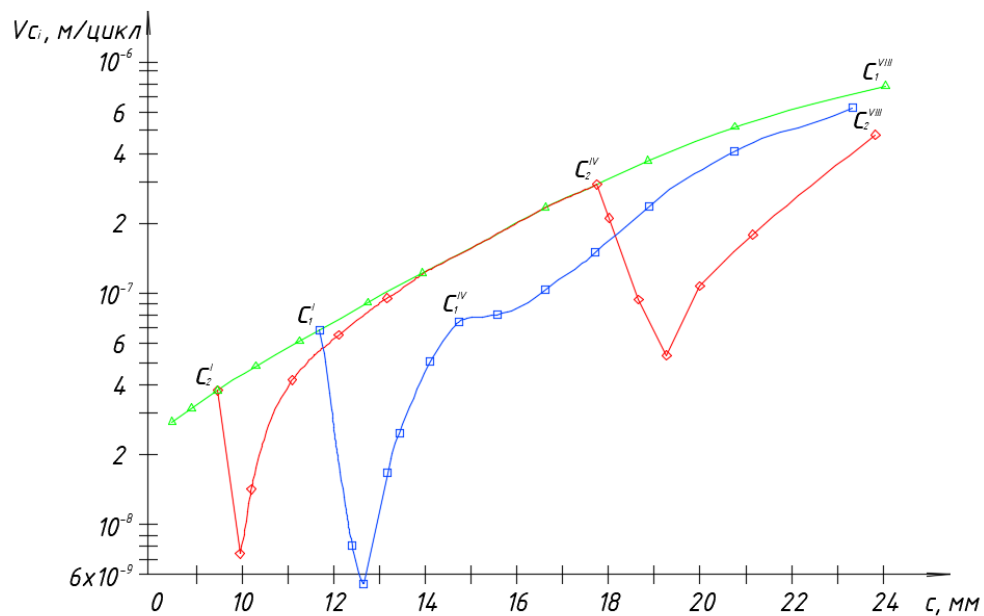


Рис. 5.4. Криві зміни швидкості розповсюдження поверхневих точок контуру тріщин: Δ – при регулярному циклічному навантаженні; \square – при перевантаженнях (вздовж напрямку C_1); \diamond – при перевантаженнях (вздовж напрямку C_2).

Зразу ж після перевантаження розтягом $Q_{OL} = 1,67$ швидкість росту втомної тріщини вздовж осі c_2 зменшується приблизно у 5 разів, а вздовж осі c_1 – у понад 10 разів. Це свідчить про складні перехідні процеси, які відбуваються після перевантаження в поверхневих тріщинах зі складним за геометрією контуром. У поверхневих тріщинах канонічної форми ($a/c = 0,786$) швидкість руху вздовж півосей на поверхні є однаковою і зменшується у 3,8 рази після перевантаження $Q_{OL} = 1,67$.

Зазначимо, що кінетика росту поверхневої втомної тріщини після одноразового перевантаження подібна до розповсюдження наскрізних тріщин за таких же умов навантажень [81]. Безпосередньо після впливу перевантаження спостерігається затуплення тріщини [81], її ріст призупиняється. При цьому значна пластична деформація (до 30-50 %), що локалізується біля кінчика тріщини, приводить до утворення у цій зоні мікророзривів, які стають осередками зародження мікротріщин. При циклічному навантаженні одна з мікротріщин стає домінуючою і відбувається її швидке просування через область мікророзривів, після чого відбувається інтенсивне зниження швидкості росту тріщини. Сумарна тривалість росту тріщини на цих ділянках складає 1– 5% від загальної кількості циклів її сповільненого росту N_D [81]. Тому при розгляді втомної довговічності розглядають тільки ділянку, на якій швидкість РВТ монотонно підвищується до значення при регулярному навантаженні (рис. 5.4). Розвиток тріщин у пластично деформованих матеріалах розглянуто в монографії [103].

5.2. Визначення КІН K_1 для поверхневої тріщини зі складним за геометрією контуром у пластині при розтягу.

КІН K_1 для поверхневої тріщини зі складним за геометрією контуром визначаємо за методикою, викладеною в розділі 2. У модулі Design Modeler пакету прикладних програм ANSYS Workbench -19.2 будуємо ескіз поверхневої тріщини неканонічної форми (контур I) (рис. 5.5). Розміри тріщини вздовж

поверхневої осі $2c = 22,0$ мм, для максимально глибокої точки (перпендикулярна вісь) $a = 7,2$ мм; $a/c = 0,65$; $a/t = 0,36$. Поверхневу тріщину нульової товщини та заданих параметрів (за допомогою Arbitrary Crack та Surface Body) імплементували в пластину з поперечним перетином 80×20 мм. Аналогічно будуюмо геометрію поверхневої тріщини з поверхневою діагоналлю $2c = 33,2$ мм (IV контур) та $2c = 52,25$ мм (VIII контур).

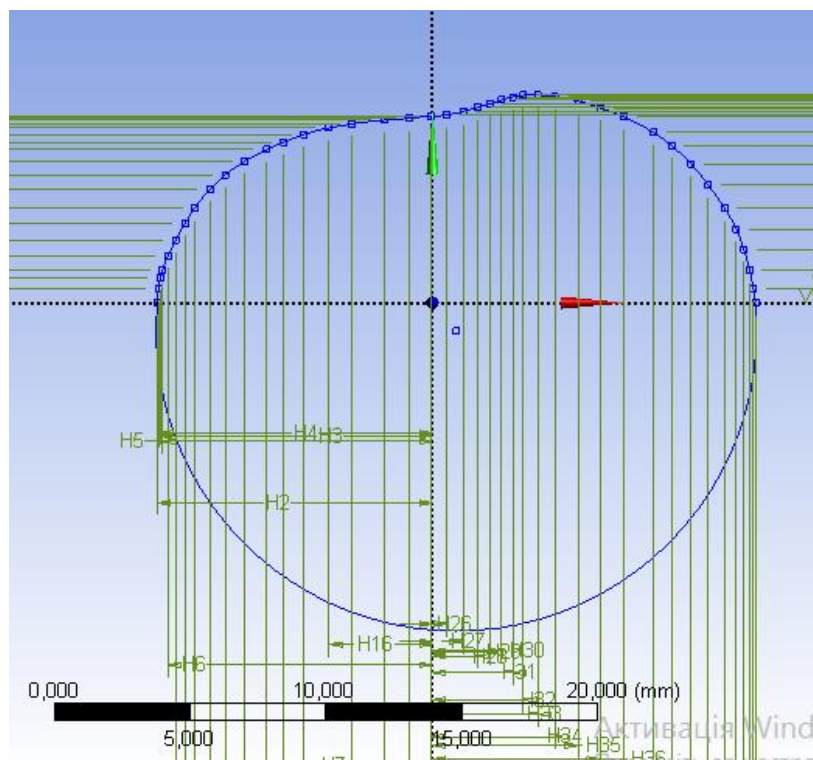


Рис. 5.5. Геометрична модель поверхневої тріщини неканонічної форми (I контур)

Після задання умов закріплення та навантаження ($\sigma = 187,5$ МПа) визначено КІН K_1 вздовж контурів I, IV та VIII (рис.5.6).

Значення КІН K_1 отримано для випадку максимальних напружень $\sigma = 187,5$ МПа (I, IV та VIII контур) регулярного навантаження (перед заданням перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (I контур) та $Q_{OL} = 1,5$ (IV контур)). Отримані значення КІН для поверхневої тріщини зі складними за геометрією контурами порівнювались з КІН для поверхневих тріщин канонічної форми при такому ж рівні максимальних напружень базового циклу. Для коректного порівняння КІН

вздовж контуру поверхневої тріщини канонічної та неканонічної форм розглядалися їх відносні довжини (рис. 5.6).

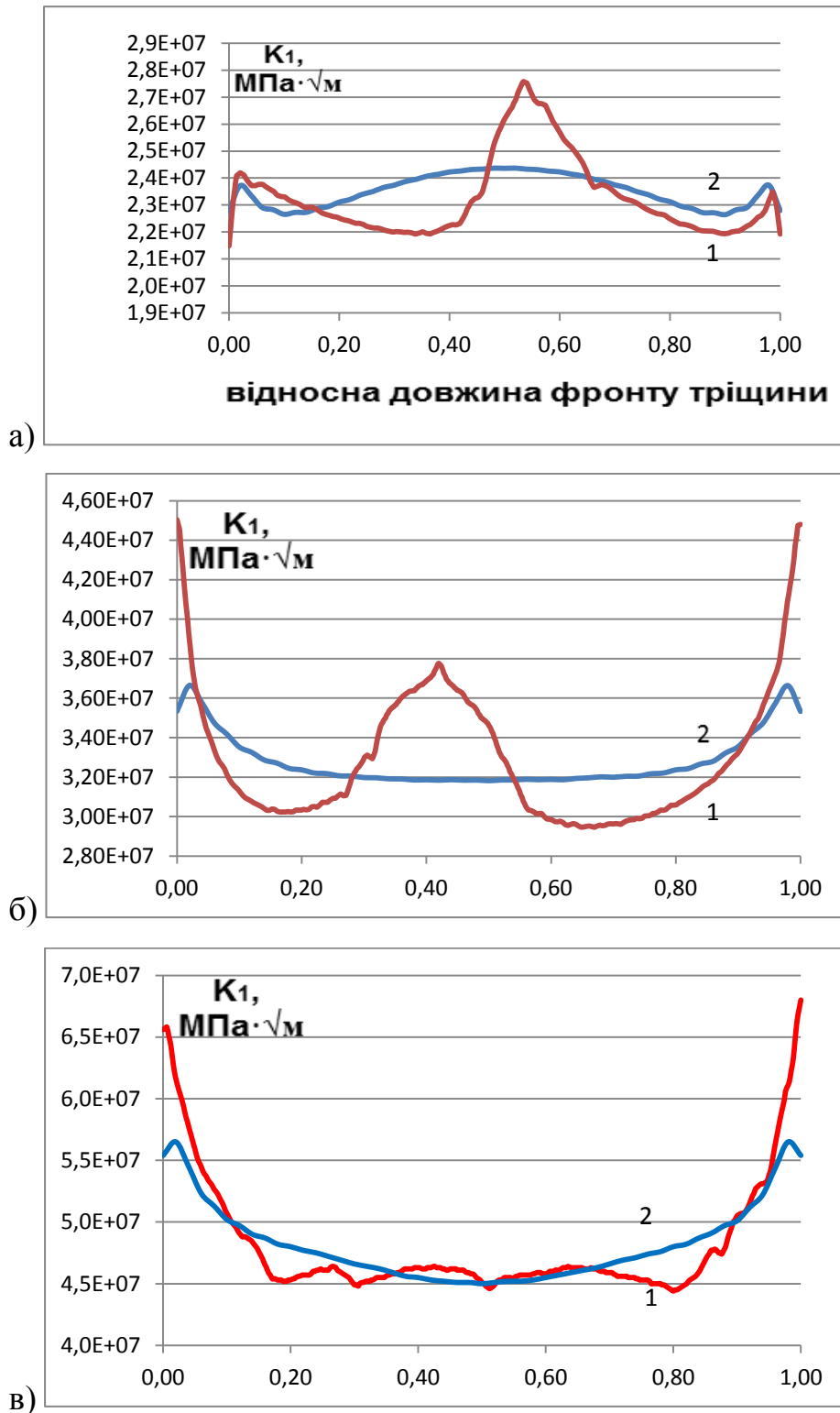


Рис. 5.6. Розподіл значень КІН вздовж фронту поверхневої тріщини канонічної (1) та неканонічної (2) форм при розтягу пластини ($\sigma = 187,5$ МПа):

а – контур I; б – контур IV; в – контур VIII.

Аналіз КІН показує, що в зоні злиття фронтів двох поверхневих тріщин спостерігається їх пікове значення ($27,6 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$). Далі КІН стрімко зменшуються до мінімальних значень ($22,0 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$) при відносній довжині контуру (0,25...0,38) (умовний контур А) та менш стрімко при відносній довжині контуру (0,88...0,92) (умовний контур В). На цих ділянках КІН зменшились відносно пікового значення на 25,4 %. Далі відбувається їх збільшення до $23,5 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (на 6,8%) та $24,2 \text{ МПа} \cdot \sqrt{\text{м}}$ (на 9,1%) у напрямку приповерхневих областей.

Контур поверхневої півеліптичної тріщини (тріщини канонічної форми) (на рис. 5.6 позначений цифрою 1) близький до енергетично стабільного (зміни КІН вздовж контуру не перевищують 2,2%). Порівнюючи значення КІН тріщин канонічної та неканонічної форм зазначимо наступне: в області пікових значень КІН неканонічної тріщини їх перевищення досягає 14,1% і, навпаки, в області 0,25...0,38 відносної довжини контуру (умовний контур А) відбувається їх зниження до 9,1%.

Подібний розподіл КІН (двосідловий) спостерігається і для контуру IV. Виключення складають поверхневі зони з суттєво відмінними КІН.

Затримка росту N_D поверхневих тріщин неканонічної форми з розподілом КІН такого типу (рис. 5.6, а; рис. 5.6, б) є суттєво більшою, ніж для поверхневої півеліптичної тріщини канонічного типу з такими ж розмірами півосей a та c .

Дослідження неглибоких ($a/c = 0,2; 0,5$) поверхневих тріщин показали, що розподіл КІН зі збільшенням значень у центральній частині контуру приводить до збільшення затримки росту поверхневих тріщин при дії одноразових перевантажень розтягом. Ще більші затримки росту поверхневих тріщин при перевантаженні розтягом спостерігаються при двосідлоподібному розподілі КІН (рис. 5.6 а, б) з максимальними значеннями посередині контуру та по його краях, наближених до поверхні. Очевидно у зазначених зонах з максимальними КІН виникають максимальні стискаючі напруження після впливу перевантаження розтягом, які й визначатимуть кількість циклів затримки. Крім

цього, перевантаження приводять до значних змін геометрії фронту поверхневої тріщини, наближаючи його до прямокутної форми (рис. 5.2), про що свідчать зміни КІН, представлені на рис. 5.8, в. При параметричному куті півеліпса $\varphi \approx 40\text{--}45^\circ$ ці зміни сягають 6,7 %, а біля поверхні – 15,8% у порівнянні з поверхневою півеліптичною тріщиною.

5.3. Модель росту поверхневої втомної тріщини зі складною геометрією контуру після одноразового перевантаження розтягом.

У багатьох дослідженнях дослідними і розрахунковими методами зазначається, що одним з основних чинників затримки РВТ після одноразових перевантажень є залишкові напруження стиску, які виникають в межах пластичної зони, створеної перевантаженням [24].

Взаємодія залишкових напружень стиску, що сформувались після перевантаження розтягом в зоні пластичних деформацій (рис. 5.7, а), з напруженнями базового циклу навантажень приводить до зменшення останніх (рис. 5.7, д). Результируючі ефективні максимальні напруження $\sigma_{max\ eff}$ пов'язані з ефективними значеннями $K_{max\ eff}$ (залежність 5.3). Отже, відповідно до тверджень лінійної механіки руйнування, швидкість РВТ визначається коефіцієнтами інтенсивності напружень у вістрі наскрізної тріщини або ж вздовж контуру поверхневої тріщини. Такий підхід дозволяє стверджувати, що швидкість РВТ після перевантаження розтягом визначається не КІН K_{max} , а деякими ефективними КІН $K_{max\ eff}$ (рис. 5.7, г), значення яких менші від K_{max} .

Можливість застосування кінетичної діаграми втомного руйнування Періса для випадку сповільненого розвитку тріщини після перевантаження у вигляді:

$$V = C \cdot (K_{max\ eff})^n \quad \text{при} \quad R = 0 \quad (5.1)$$

розглянута у дослідженнях [81].

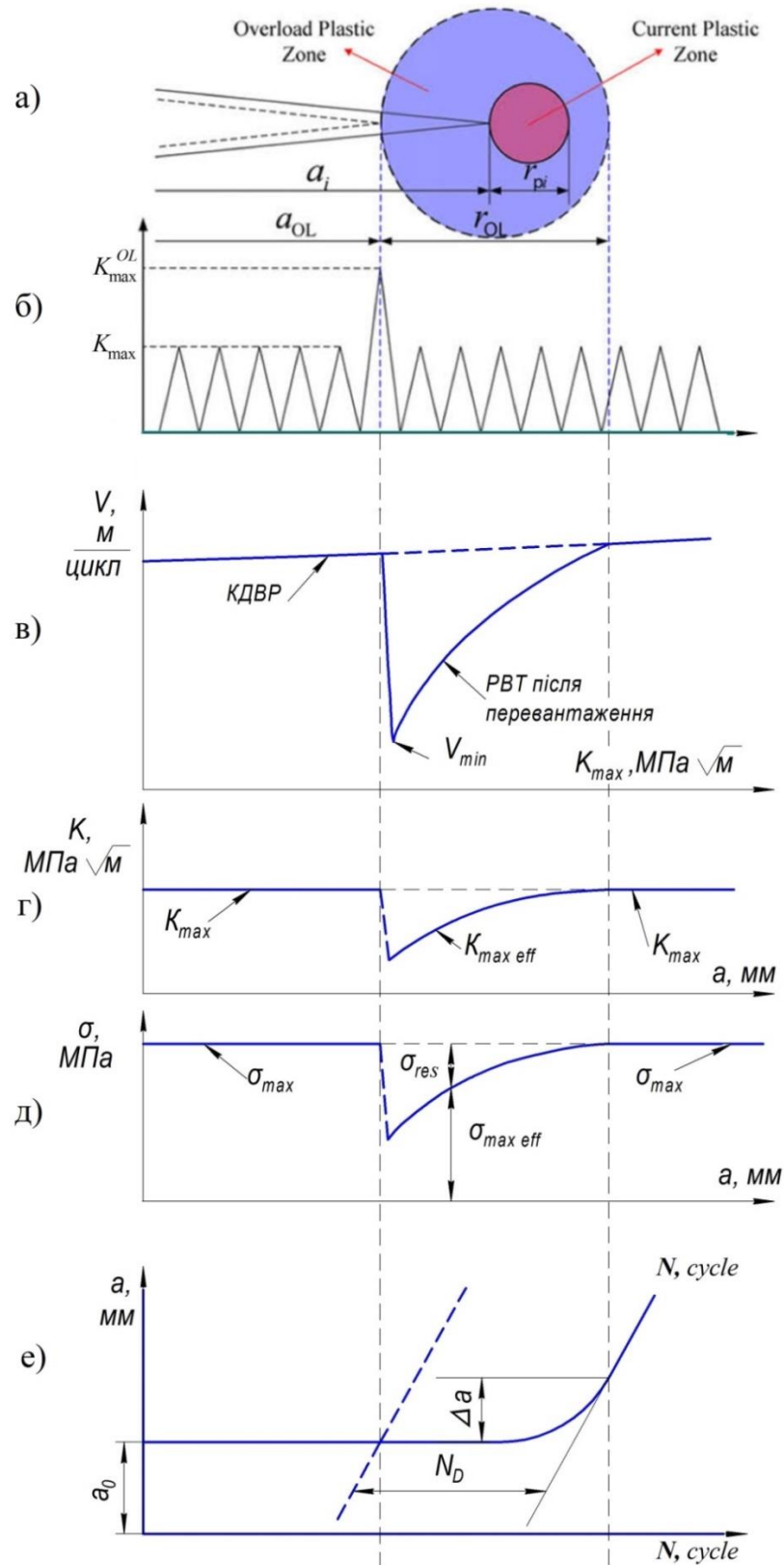


Рис. 5.7. Модель росту втомної тріщини при одноразовому перевантаженні розтягом: а – модель пластичних зон; б – схема навантаження; в – зміна швидкості тріщин після перевантаження; г – розподіл $K_{max, eff}$; д – схема розподілу напружень; е – схема для визначення затримки росту тріщини N_D .

Зазначено, що отримані значення основних характеристик КДВР, побудованих в логарифмічних координатах $\lg V - \lg K_{max\ eff}$ для сталей Ст3 та 15Г2СФ практично співпадають з основними параметрами КДВР, отриманими на зразках при регулярному циклічному навантаженні.

Для визначення $K_{max\ eff}$ використовували схему, зображену на рис. 5.8 [24, 106]. Коефіцієнту інтенсивності напружень K_{max} на КДВР матеріалу відповідає деяка швидкість V_2 . Після перевантаження тому ж значенню K_{max} відповідає швидкість V_1 , що є представленою на штриховій кривій. У свою чергу, значенню V_1 на КДВР відповідає деякий КІН $K_{max\ eff}$. Тобто швидкість РВТ V_1 після перевантаження визначається не K_{max} , а деяким ефективним значенням $K_{max\ eff}$.

Ефективне значення КІН

$$K_{max\ eff} = K_{max} - K_{res} \quad (5.2)$$

описує зменшення швидкості РВТ внаслідок виникнення залишкових КІН K_{res} після перевантажувального циклу. Тут K_{max} – максимальний КІН основного циклу навантажень; K_{res} – залишковий КІН.

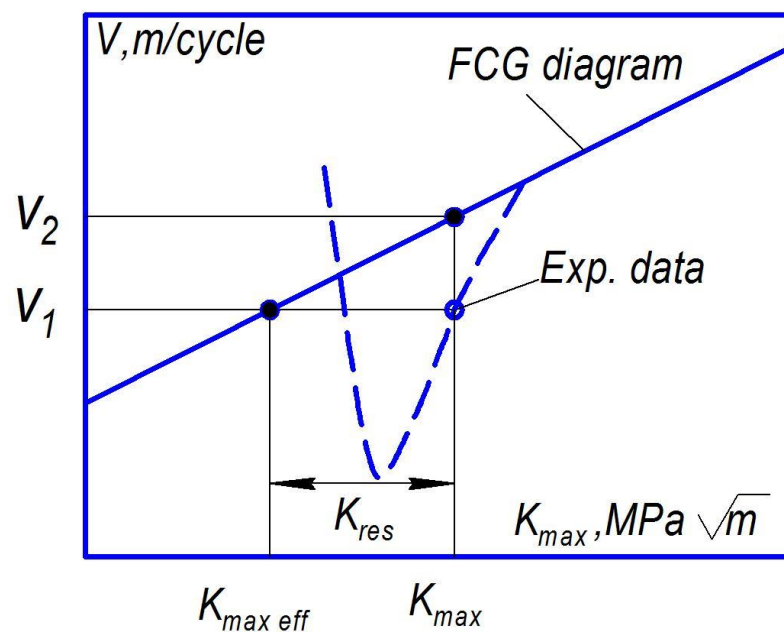


Рис. 5.8. Схема визначення ефективних значень КІН $K_{max\ eff}$ за КДВР $V - K_{max}$ після циклу перевантаження розтягом [24,106]

За кривою зміни швидкості розповсюдження поверхневої точки C_2 після перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (рис. 5.4) та відповідно до схеми визначення $K_{max\ eff}$ (рис. 5.8) отримано їх розподіл в зоні впливу одноразового перевантаження (рис. 5.9).

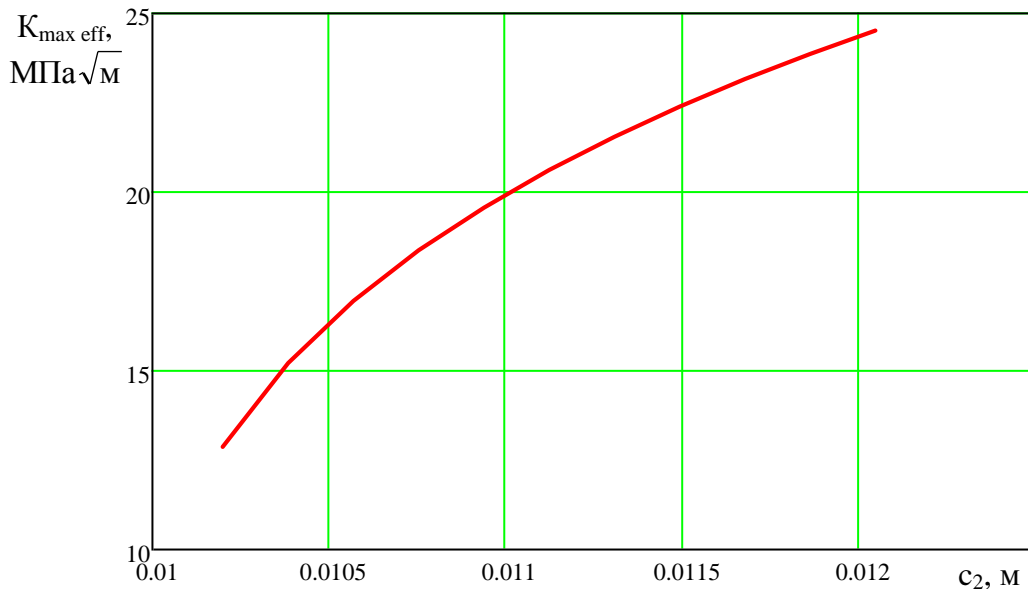


Рис. 5.9. Розподіл значень $K_{max\ eff}$ в зоні впливу одноразового перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (точка C_2)

Ефективне значення КІН $K_{max\ eff}$ та ефективне максимальне напруження циклу навантажень $\sigma_{max\ eff}$ пов'язані залежністю:

$$K_{max\ eff} = \sigma_{max\ eff} \cdot \sqrt{\pi \cdot l_i} \cdot Y_i, \quad (5.3)$$

де Y_i – нормалізовані значення КІН, що визначаються для характерних точок фронту поверхневої тріщини неканонічної форми (рис.5.6) із залежності:

$$K_{max} = \sigma_{max} \cdot \sqrt{\pi \cdot l_i} \cdot Y_i \quad (5.4)$$

звідки

$$Y_i = \frac{K_{max}}{\sigma_{max} \cdot \sqrt{\pi \cdot l_i}} \quad (5.5)$$

де σ_{max} – максимальні напруження основного циклу навантажень;
 l_i – біжучі точки фронту поверхневої тріщини.

Ефективні напруження циклу навантажень $\sigma_{max\ eff}$ (рис. 5.10, а) визначаються також у результаті додавання залишкових напружень стиску σ_{res} (рис. 5.10, б) в межах пластичної зони, утвореної перевантаженням, з напруженнями σ_{max} .

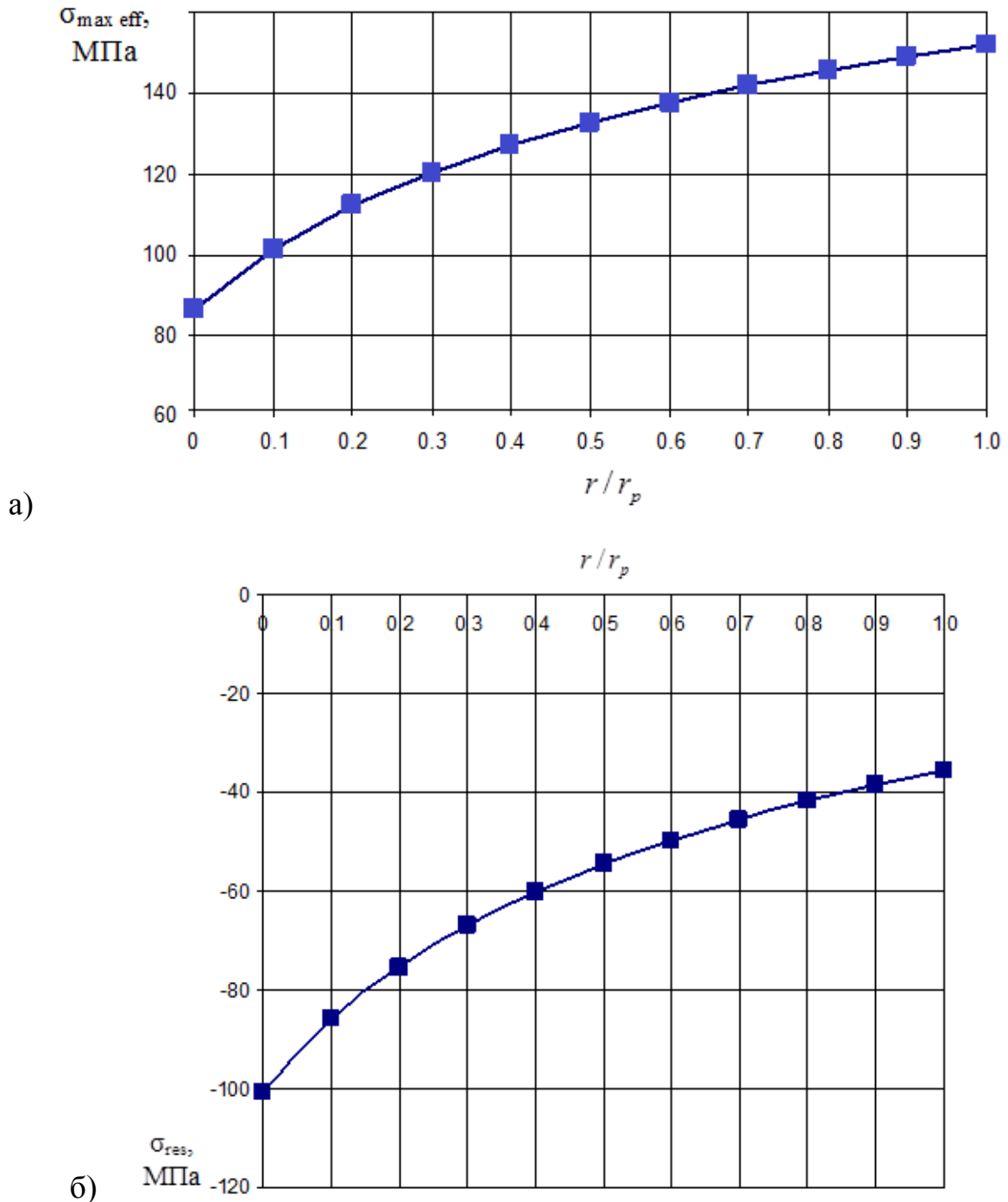


Рис. 5.10. Розподіл ефективних напружень $\sigma_{max\ eff}$ (а) та залишкових напружень σ_{res} (б) в зоні впливу одноразового перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ (точка C_2)

Застосовуючи запропоновану методику, за відомими значеннями швидкості окремих точок фронту поверхневої тріщини неканонічної форми в зоні впливу перевантажень визначено розподіл КІН $K_{max\ eff}$ (рис. 5.9) та залишкові напруження стиску σ_{res} (рис. 5.10, б), що спричиняють затримку N_D росту поверхневих точок C_2 та інших точок вздовж фронту тріщини.

Похибка при оцінці кількості циклів затримки РВТ після перевантаження не перевищує 20% у порівнянні з експериментальними даними.

5.4. Висновки до розділу 5.

1. Розроблена методика експериментальних досліджень росту поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру при регулярному циклічному навантаженні та при одноразових перевантаженнях. За результатами експериментальних досліджень встановлено, що затримка росту тріщини неканонічної форми при перевантаженнях суттєво більша, ніж для поверхневих півеліптичних тріщин за такого ж навантаження. При коефіцієнтах перевантажень $Q_{OL} = 1,5$ та $Q_{OL} = 1,67$ затримка росту втомних тріщини зростає у 3 і 4,2 рази відповідно у порівнянні з ідентичними за розмірами півеліптичними тріщинами канонічної форми.

2. Контур неканонічної поверхневої тріщини після впливу перевантаження та подальшого циклічного навантаження істотно відрізняється від форми поверхневої тріщини канонічної форми за таких же умов навантаження. Поверхнева тріщина канонічної форми зберігає півеліптичну форму як при регулярному циклічному навантаженні, так і після перевантаження розтягом, в той час, як контур неканонічної тріщини після перевантажень та регулярного циклічного навантаження замінюється наближаючись до прямокутної форми. Це пояснюється пришвидшеним розповсюдженням контуру в напрямках, що відповідають параметричному куту $\varphi = 30 \div 35^\circ$. Найбільше сповільнення розвитку тріщини спостерігається в області злиття тріщини.

3. Запропоновано методику оцінки затримки росту поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру за дії перевантаження, в основу якої закладено визначення ефективних значень КІН.

ОСНОВНІ РЕЗУЛЬТАТИ РОБОТИ ТА ВИСНОВКИ

У дисертаційній роботі наведено теоретичне узагальнення та вирішення наукової задачі, що полягає у виявленні основних закономірностей впливу перевантаження розтягом на затримку і кінетику росту поверхневих тріщин зі складною геометрією контуру та запропоновано методику оцінки цього впливу.

1. Розроблено імітаційну модель об'єднання двох поверхневих півеліптичних тріщин, як поступового їх злиття при циклічному навантаженні. Модель базується на обґрунтуванні геометричних параметрів ряду фіксованих конфігурацій контурів, що імітують розвиток сідлоподібного фронту об'єднаної тріщини, та оцінці КІН характерних точок цих контурів.

2. Розвинуто методику визначення КІН нормального відриву вздовж контуру поверхневих тріщин із сідлоподібним фронтом за одновісного розтягу пластин. Отримано регресійну залежність, що оцінює коефіцієнти взаємодії тріщин в залежності від геометричних розмірів тріщини та параметра відносного злиття тріщин.

3. Розроблено методику прогнозування залишкової довговічності елементів конструкцій з поверхневими втомними тріщинами при їх злитті. Встановлено, що обґрунтоване врахування росту тріщини в зоні об'єднання збільшує до 25 % розрахункову довговічність у порівнянні з існуючими методиками розрахунку, нормами та стандартами.

4. Досліджено основні закономірності впливу перевантаження на затримку росту поверхневої втомної тріщини в низьколегованій сталі 09Г2С за одновісного розтягу пластин. Встановлено, що для енергетично стабільного контуру при коефіцієнті форми $a/c = 0,78 \div 0,8$ підвищення коефіцієнта перевантаження з $Q_{OL} = 1,67$ до 1,8; 2,0 та 2,2 приводить до збільшення затримки росту втомної тріщини N_D у 2; 6 та 17,5 разів відповідно. Збільшення розмаху КІН основного циклу навантажень приводить до зменшення кількості циклів затримки N_D . Зі збільшенням коефіцієнта асиметрії кількість циклів затримки N_D зростає.

5. Виявлено основні закономірності впливу перевантаження $Q_{OL} = 1,67$ на затримку росту поверхневих втомних тріщин N_D з однаковою довжиною на поверхні $2c$ та різним співвідношенням півосей $a/c = 0,2; 0,5$ та $0,786$. Встановлено, що зі зменшенням відношення півосей затримка N_D збільшується майже у 2 рази, що пояснюється зменшенням розмаху КІН основного циклу навантаження для найглибшої точки фронту тріщини. Вплив перевантаження Q_{OL} на зміну параметра форми поверхневих півеліптичних тріщин a/c є незначним.

6. Встановлено значний вплив перевантаження розтягом на затримку росту N_D та на кінетику форми поверхневих тріщин зі складною конфігурацією контуру в пластинах з низьколегованої сталі 09Г2С. При коефіцієнтах перевантажень $Q_{OL} = 1,5$ та $Q_{OL} = 1,67$ затримка росту втомних тріщини зростає у 3 і 4,2 рази відповідно у порівнянні з ідентичними за розмірами півеліптичними тріщинами канонічної форми. Суттєво змінюється при цьому конфігурація контуру.

7. Розроблено методику прогнозування залишкової довговічності елементів конструкцій з поверхневими тріщинами зі складною геометрією контуру на основі аналізу НДС з урахуванням злиття тріщин та перевантажень.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Механика разрушения и прочность материалов: Справ. пособие / Под ред. В.В. Панасюка. - Т. 4. - Киев: Наукова думка, 1990. -680 с.
2. Махненко В. И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. – К.: Наукова думка, 2006. – 619 с.
3. S. K. Patel, B. Dattaguru, K. Ramachandra (2010). Multiple Interacting and Coalescing Semi-Elliptical Surface Cracks in Fatigue: P.1: FEA, SL, V. 3, N.1: 37-57.
4. C.J. Bayley, R. Bell (1999). Parametric investigation into the coalescence of coplanar fatigue cracks. Int. J. of Fat., V. 21, I. 4: 355-360.
5. B. Bezensek, J.W. Hancock(2004). The re-characterisation of complex defects: Part I: Fatigue and ductile tearing, Eng. Fract. Mech. V.71, I. 7-8.: p.981-1000.
6. Вычислительные методы в механике разрушения / Под ред. С. Атлури. – М.: Мир, 1990. – 392 с.
7. Roberto Brighenti and Andrea Carpinteri (2013). Surface cracks in fatigued structural components: a review / Fatigue Fract Engng Mater Struct, 36: 1209 – 1222.
8. Механика разрушения и прочность материалов: Справ.пособие / Под общ. ред. Панасюка В. В. – Т.2: Коэффициенты интенсивности напряжений в телах с трещинами / Саврук М. П. – К.: Наук. Думка, 1988. – 620с.
9. Справочник по коэффициентам интенсивности напряжений / Под ред. Ю. Мураками. – Т.1, Т.2. – М.: Мир, 1990. – 1016 с.
10. Панасюк В.В., Сушинский А.И., Кацов К.Б. Разрушение элементов конструкций с несквозными трещинами. – К.: – Наук. думка, 1991. – 172с.
11. Пестриков В. М., Морозов Е. М. Механика разрушения твердых тел. – СПб: Профессия, 2002. – 300 с.
12. Тихомиров В. М. Определения КИН методом фотоупругости в трехмерных элементах конструкций / Матер. математ. семинара “Развитие методов экспериментальной механики”. – М.: МИСИ, 2003. – С. 103-110.

13. Сиратори М., Миёси Т., Мацусита Х. Вычислительная механика разрушения. – М.: Мир, 1986. – 334 с.
14. Кургузов В.Д. Выбор параметров сетки конечных элементов при моделировании роста трещин гидроразрыва // Вычислительная механика сплошных сред. – Т.8. – №3, 2015. – С.254- 263.
15. Park, J.H., Nikishkov, G.P. (2011). Growth simulation for 3D surface and through-thickness cracks using SGBEM-FEM alternating method. *J Mech Sci Technol* , 25 : 2335.
16. Belytschko, T. and Black, T. (1999). Elastic Crack Growth in Finite Elements with Minimal Remeshing. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 45: 601-620.
17. Ted Belytschko, Nicolas Moës, S. Usui, Chandu Parimi (2001). Arbitrary discontinuities in finite elements. *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, Wiley, 50 (4) : 993-1013.
18. X. Wang (2006). Fully plastic J-integral solutions for surface cracked plates under biaxial loading / *Eng. Fract. Mech.* №73: 1581-1595.
19. Saeidi Gogarchin H.S., Ghjar R. (2014). Stress intensity factors calculation for surface crack in cylinders under longitudinal gradient pressure using general point load weight function. *Fat. and Fract. of Eng. Mater. and Struct.* V. 37. № 2: 184-194.
20. Морозов Е.М., Никишков Г.П. Метод конечных элементов в механике разрушения. – М.: Наука, 2017. – 256 с.
21. Nishioka T., Atluri S. N. (1982). Analysis of surface flaws in pressure vessel by a new 3-dimensional alternating method. *ASME PVP*. V. 58: 17-35.
22. J.C. Newman, Jr., I.S. Raju (1979). *Analyses of Surface Cracks in Finite Plates under Tension or Bending Loads*. NASA TP-1578; NASA: Hampton, VA, USA.
23. ASTM E740 / E740M - 03(2016) Standard Practice for Fracture Testing with Surface-Crack Tension Specimens ASTM International, West Conshohocken, PA, 2016.

24. Ясній П.В. Міцність і довговічність елементів конструкцій за змінної амплітуди навантаження: монографія / П.В. Ясній, Ю.І. Пиндус, О.П. Ясній. – Тернопіль: ТНТУ імені Івана Пулюя, 2013. – 173 с.
25. Enrico Salvati, Hongjia Zhang, Kai Soon Fong, Xu Song, Alexander M. Korsunsky (2017). Separating plasticity-induced closure and residual stress contributions to fatigue crack retardation following an overload / *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*. Volume 98: 222-235.
26. Покровский В.В., Ткач Ю.В., Иванченко А.Г. Методика оценки остаточной долговечности элементов конструкций с поверхностными трещиноподобными дефектами: Сообщение 1. Моделирование развития поверхностной усталостной трещины // *Проблемы прочности*, 1996. – №1. – С. 36-47.
27. Лебединский С.Г. Москвитин Г.В. Влияние перегрузок на развитие усталостных трещин в литых деталях железнодорожных конструкций / *Проблемы машиностроения и надежности машин*, 2010. - №5. - С.145-152.
28. Фролов К.В. Детали машин: Конструкционная прочность. Трение, износ, смазка / М.: Машиностроение, 1995. – 864 с.
29. N. A. Fleck, I. F. C. Smith and R. A. Smith (1983). Closure behaviour of surface cracks / *Fatigue & fracture of engineering materials & structures*. Volume 6, Issue 3: 225–239.
30. M. Imran, S. Siddique, R. Guchinsky et al. (2016). Comparison of fatigue life assessment by analytical, experimental and damage accumulation modelling approach for steel SAE 1045. *Fatigue Fract. Eng. Mater. Struct.*, 39(9): 1138-1149.
31. P.S. Song, Y.L. Shieh (2004) Crack growth and closure behaviour of surface cracks. *International Journal of Fatigue* Volume 26, Issue 4: 429-436.
32. Machniewicz, T. Fatigue crack growth prediction models for metallic materials. Part I: Overview of prediction concepts. – *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. Vol. 36, IS. 4: 293 - 307.

33. Pidgurskyi I. Research of surface cracks propagation with a complex geometric contour after the influence of tensile overloads / Ivan Pidgurskyi , Mykola Pidgurskyi // Scientific Journal of TNTU. – Ternopil: TNTU, 2020. - Vol. 97. - No 1. - P. 110-117.
34. Кныш В.В. Повышение долговечности сварных соединений с усталостными повреждениями / В.В. Кныш, С.А. Соловей // Киев: КПИ имени Игоря Сикорского, 2017. – 320 с.
35. Machniewicz, T. Fatigue crack growth prediction models for metallic materials Part II: Strip yield model – choices and decisions. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. Vol. 36, IS.4: 361- 373.
36. Ribeiro A.S.; Jesus A.P.; Costa J.M.; Borrego L.P., Maeiro J.C. (2010). Variable amplitude fatigue crack growth modelling 8^o. Congresso Nacional de Mecânica Experimental Guimarães: 12.
37. Xiaoping Huang, Moan Torgeir, Weicheng Cui (2008). An engineering model of fatigue crack growth under variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue*. Volume 30, Issue 1: 2-10.
38. Weicheng Cui, Fang Wang, Xiaoping Huang (2011). A unified fatigue life prediction method for marine structures. *Marine Structures*. Volume 24, Issue 2: 153-181.
39. Tao Qi, Xiaoping Huang, Liangbi Li (2018). Spectral-based fatigue crack propagation prediction for very large floating structures. *Marine Structures*. Volume 57: 193-206.
40. М.А. Чугай Особенности моделирования в окрестности вершины трещины при колебаниях лопаточного аппарата турбомашин // Проблемы машиностроения, 2014. – т.17. – №3. – с. 25-32.
41. J. Zapatero, A. Gonzalez-Herrera (2011) Advances in the numerical modeling of fatigue crack closure using finite elements. *Fatigue Crack Growth: Mechanics, Behavior and Prediction*. – Nova Science Publisher. 1st Quarter: 83-124.

42. P.F.P. de Matos, D. Nowell Numerical simulation of plasticity-induced fatigue crack closure with emphasis on the crack growth scheme: 2D and 3D analyses. *Engineering Fracture Mechanics* Volume 75, Issue 8: 2087-2114.
43. J. Zapatero B. Moreno A. (2008). González-Herrera Fatigue crack closure determination by means of finite element analysis. *Engineering Fracture Mechanics*. Volume 75, Issue 1: 41-57.
44. J.B. Ariatedja and O. Mamat A (2011). Semi-elliptical Crack Modeling and Fracture Constraint on Failure Diagram. *Journal of Applied Sciences*. Volume 11, Issue 11: 2006-2011.
45. J. Garcia-Manrique, D. Camas, P. Lopez-Crespo, A. Gonzalez-Herrera (2013). Stress intensity factor analysis of through thickness effects. *International Journal of Fatigue*. Volume 46: 58-66.
46. D. Camas, P. Lopez-Crespo, A. Gonzalez-Herrera, B. Moreno (2017). Numerical and experimental study of the plastic zone in cracked specimens. *Engineering Fracture Mechanics* Volume 185: 20-32.
47. Pidgurskyi, M., Stashkiv, M., Pidgurskyi, I., Makar, A. (2020) Numerical investigation of stress intensity factors for surface cracks under coalescence. *Procesy zmęczenia i mechanika pękania. Opole, 2020*. Vol. 536: 231-246.
48. Морозов Е., Муйземнек А., Шадский А. ANSYS в руках инженера. *Механика разрушения*. – М.: Ленард. – 456 с.
49. H.H. Lee. *Finite Element Simulations with ANSYS Workbench 16*, SDC Pub., 2015.
50. H.H. Lee. *Finite Element Simulations with ANSYS Workbench 19*, SDC Pub., 2019.
51. П.В. Ясній, І.М. Підгурський Дослідження КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних тріщин методом скінченних елементів. – *Вісник ТНТУ*, 2014. – Т.74. – № 2 (2014). – С. 15-25.

52. A. Gonzalez-Herrera, J. Zapatero (2005). Influence of minimum element size to determine crack closure stress by the finite element method. *Engineering Fracture Mechanics*. Volume 72, Issue 3: 337-355.
53. A.M. Leach, S.R. Daniewicz, J.C. Newman (2007). A new constraint based fracture criterion for surface cracks. *Engineering Fracture Mechanics*. Volume 74, Issue 8: 1233-1242.
54. A.M. Leach, S.R. Daniewicz, J.C. Newman (2007). A new constraint based fracture criterion for surface cracks. *Engineering Fracture Mechanics*. Volume 74, Issue 8: 1233-1242.
55. H.E. Coules (2016). Stress intensity interaction between dissimilar semi-elliptical surface cracks. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. Volume 146: 55-64.
56. Yang Peng, Lewei Tong, Xiao-Ling Zhao, Zhigang Xiao (2011). Modified Stress Intensity Factor Equations for Semi-Elliptical Surface Cracks in Finite Thickness and width Plates. *Procedia Engineering*. Volume 14: 2601-2608.
57. X.B Lin, R.A Smith (1999). Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates: Part I: The numerical technique. *Engineering Fracture Mechanics*. Volume 63, Issue 5: 503-522.
58. X.B. Lin, R.A. Smith (1999). Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates: Part II: Crack shape change. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 63, Issue 5: 523-540.
59. X.B Lin, R.A Smith (1999). Finite element modelling of fatigue crack growth of surface cracked plates: Part III: Stress intensity factor and fatigue crack growth life. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 63, Issue 5: 541-556.
60. Pidgurskyi I. Analysis of stress intensity factors obtained with the fem for surface semielliptical cracks in the zones of structural stress concentrators // *Scientific Journal of TNTU*. - Ternopil: TNTU, 2018. - Vol. 90. - No 2. - P. 92-104.

61. Pidgurskyi, I. (2017) Modelling of structural stress concentrators influence on stress intensity factors of surface semielliptical crack using finite element method. *VII Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists "Engineer of XXI Century", Volume 1*: 241-248.
62. K. Kishimoto, W.O. Soboyejo, J.F. Knott, R.A. Smith (1989). A numerical investigation of the interaction and coalescence of twin coplanar semi-elliptical fatigue cracks, *Int. J. of Fat.*, V. 11, I. 2: 91-96.
63. Masanori Kikuchi (2016). Study on multiple surface crack growth and coalescence behaviors *AIMS Materials Science*, 3(4): 1623-1631.
64. Ted L. Anderson (2017). *Fracture Mechanics Fundamentals and Applications*, Fourth ed., Boca Raton, CRC Press.
65. Y. Zhang, Z. Xiao, J. Luo (2018). Fatigue crack growth investigation on offshore pipelines with three-dimensional interacting cracks, *Geo. Front.*, V. 9, I. 6 (2018): 1689-1697.
66. J.F. Wen, Y. Zhan, S.T. Tu , F.Z. Xuan (2016). A combination rule for multiple surface cracks based on fatigue crack growth life. *AIMS Mat. Sci.*, 3(4): 1649-1664.
67. D.S. Harrington (1995). Fatigue crack coalescence and shape development an experimental investigation. Mas. thesis, Carleton Univ., Dep. of Mech. and Aerospace Eng.
68. John H.L. Pang, Hsin Jen Hoh, Kin Shun Tsang, Jason Low, Shawn Caleb Kong, Wen Guo Yuan (2017). Fatigue crack propagation analysis for multiple weld toe cracks in cut-out fatigue test specimens from a girth welded pipe. *International Journal of Fatigue*, Volume 94, Part 1: 158-165.
69. James A. Harter (2020). *AFGROW.net. Users guide and technical manual*, Version 5.3.5.24 For Windows 10/8/7 LexTech, Inc.: 356.
70. Rajesh Babu. Gunde (2007). Analysis of fatigue crack growth retardation due to overloading by using AFGROW. Department of Mechanical Engineering N.I.T. Rourkela Orissa : 47.

71. Силованюк В. П. Руйнування попередньо напружених і трансверсально-ізотропних тіл із дефектами / НАН України; Фізико-механічний ін-т ім. Г.В.Карпенка. – Л., 2000. – 300с. ISBN 966-02-1861-3.
72. Матвиенко Ю.Г. Тенденции нелинейной механики разрушения в проблемах машиностроения. – Ижевск: Институт компьютерных исследований, 2015. – 56 с. ISBN 978-5-4344-0271-2.
73. Андрейкив А. Е., Дарчук А. И. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. – К.: Наук. думка, 1992. – 184 с.
74. Zerbst, M. Madia, M. Vormwald, H.Th. Beier (2018). Fatigue strength and fracture mechanics. A general perspective, *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 198: 2-23. ISSN 0013-7944.
75. Овчинников А.В., Зубченко А.С. Схематизация дефектов, выявленных при неразрушающем контроле сосудов и трубопроводов // Вопросы атомной науки и техники. Обеспечение безопасности АЭС. Выпуск 29, 2011. – Гидропресс (Москва). – С. 18-28.
76. Овчинников А.В., Попов А.А., Васильченко Г.С. Основные принципы составления расчетных схем элементов конструкций с несплошностями по данным неразрушающего контроля: Сообщение 1. Подповерхностные несплошности. – 1988.– №9. – С. 74-79.
77. Овчинников А.В., Попов А.А., Васильченко Г.С. Основные принципы составления расчетных схем элементов конструкций с несплошностями по данным неразрушающего контроля: Сообщение 2. Поверхностные несплошности. – 1988. – №11. – С.107-110.
78. ASME Boiler and Pressure Vessel Code Section XI: Rules for Inservice Inspection of Nuclear Power Plant Components (2005). New York, USA: American Society of Mechanical Engineering.
79. BS7910: Guidance to Methods for Assessing the Acceptability of Flaws in Metallic Structures (2013). London: British Standards Institution.
80. API 579-1/ASME FFS-1. Fitness-for-Service, Section 9. (2007) American Petroleum Institute.

81. Злочевский А.Б. Экспериментальные методы в строительной механике. - М. : Стройиздат, 1983. - 192 с.
82. Матвиенко Ю.Г. Модели и критерии механики разрушения – М.: ФИЗМАТЛИТ, 2006. - 328 с. - ISBN 5-9221-0669-4.
83. Підгурський І.М. Визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контуру поверхневих тріщин при їх злитті / І. М. Підгурський, Я.Р. Дубик // Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування”. – Тернопіль: ТНТУ, 2015. – С.256 – 258.
84. Прочность, ресурс, живучесть и безопасность машин. / Отв. ред. Н.А. Махутов. - М.: Книжный дом «ЛИБРОКОМ», 2008. - 576 с.
85. Сварные конструкции. Механика разрушения и критерии работоспособности / В.А. Винокуров, С.А. Куркин, Г.А. Николаев; Под ред. Б.Е. Патона – М.: Машиностроение. 1996. – 576 с.
86. Скворцов Ю.В., Глушков С.В. Вычисление параметров механики разрушения для цилиндрических панелей с несквозными трещинами // Известия высших учебных заведений. Авиационная техника. – 2014. – №3. – С. 20-22.
87. Ясній П.В. Моделювання злиття компланарних півеліптичних тріщин методом скінчених елементів / П.В. Ясній, І.М. Підгурський, М.Я. Сташків, М.І. Підгурський // Праці VI Міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” – Тернопіль: ТНТУ, 2019. – С. 128–132.
88. C. Armando Duarte (2015). Recent Developments in the Generalized Finite Element Method for the Simulation of 3-D Hydraulic Fracture Propagation and Interactions. Presented at Department of Civil and Materials Engineering University Illinois at Chicago: 45.
89. Мамаева, Е. И. Расчетные зависимости для оценки скорости роста усталостных трещин в низколегированных сталях [Текст] / Е. И. Мамаева,

- Ю. Г. Матвиенко, О. А. Приймак, С. В. Чуваев // Заводская лаборатория. Диагностика материалов. - 2008. - Т. 74. - N 2. - С. 38-46.
90. Варфоломеев И. В., Вайншток В. А., Красовский А. Я. Критерии и устойчивость роста несквозных трещин при циклическом нагружении. Сообщ. 1 // Пробл. прочности. - 1990. - № 8. - С. 3 - 10.
91. Варфоломеев И. В., Вайншток В. А., Красовский А. Я. Критерии и устойчивость роста несквозных трещин при циклическом нагружении. Сообщ. 2 // Пробл. прочности. - 1990. - № 9. - С. 11 - 16.
92. Джоллес. Влияние учета деформирования на расчетную оценку усталостной долговечности деталей с дефектами поверхности // Теоретические основы, 1983. – Т.105. – №3. – с. 81-84.
93. Mikheevskiy S., Glinka. G. (2009). Elasticplastic crack growth analysis under variable amplitude loading spectra, International Journal of Fatigue, Volume 31, Issues 11–12: 1828-1836.
94. Kiminobu Hojo and Yukio Takahashi (2010). Comparison of Fatigue Crack Growth Curves of Japan, the US and EU Code and Standards. ASME 2010 Pressure Vessels and Piping Conference: Volume 1 Bellevue, Washington, USA: 289-293.
95. Трещиностойкость и механические свойства конструкционных материалов технических систем / В.В. Москвичев, Н.А. Махутов, А.П. Черняев и др. – Новосибирск: Наука, 2002. – 334 с.
96. Elizabeth Watts and Chris Wilson. Crack Shape Evolution Studies with NASGRO 3.0. Mechanical Engineering, Tennessee Tech University Cookeville, TN: 31.
97. Sylwester Kłysz, Janusz Lisiecki, Andrzej Leski, Tomasz Bąkowski (2013). Least squares method modification applied to the nasgro equation. Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 51, 1: 3-13.
98. J.Maierhofer, R.Pippan, H.-P.Gänser (2014). Modified NASGRO equation for physically short cracks. International Journal of Fatigue Volume 59: 200-207.

99. Enrico Salvati, Hongjia Zhang, Kai Soon Fong, Xu Song, Alexander M. Korsunsky (2017). Separating plasticity-induced closure and residual stress contributions to fatigue crack retardation following an overload. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, Volume 98, January 2017: 222-235.
100. Vaneshwar Kr. Sahu, J.K.S. Anil Kumar, J.R. Mohanty, B.B. Verma, P.K. Ray (2014). Effect of low-temperature overload on fatigue crack growth retardation and prediction of post overload fatigue life. *Aerospace Science and Technology*, Volume 33, Issue 1: 100-106.
101. Pidgurskyi, Mykola & Rudyak, Yuri & Pidgurskyi, Ivan (2019). Research and Modeling of Stress-Strain State and Fracture Strength of Triplexes at Temperatures 293–213K. *Lecture Notes in Mechanical Engineering Ser. Proceedings of the 7th International Conference on Fracture Fatigue and Wear, Belgium, Ghent University, 2018.* – 135-150.
102. Malezhyk, M.P., Pidhurs'kyi, M.I., Rudyak, Y.A., Pidhurs'kyi, I.M. & Voitovych, L.V. (2019) Investigation of the Fracture of an Orthotropic Plate with Circular Hole and Two Edge Cracks Under Pulsed Loading by the Method of Dynamic Photoelasticity. *Materials Science*, 55(2): 254-258.
103. Ясній П.В. Пластично деформовані матеріали: втома і тріщинотривкість. - Львів: Світ, 1998. - 292 с.
104. A. A. Shaniavski (1996). The effect of pressure overload on fatigue crack growth in pressure vessels. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Volume 19, Issue 1: 1–13.
105. David Simunek, Martin Leitner, Florian Grün (2018). In-situ crack propagation measurement of high-strength steels including overload effects. *Procedia Engineering*, Volume 213: 335-345.
106. K Sadananda, A.K Vasudevan, R.L Holtz, E.U Lee (1999). Analysis of overload effects and related phenomena. *International Journal of Fatigue*, Volume 21, Supplement 1: 233-246.

107. F.P. Brennan, S.S. Ngiam, C.W. Lee (2008). An experimental and analytical study of fatigue crack shape control by cold working. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 75, Issues 3–4: 355-363.
108. Kaikai Shi, Lixun Cai, Long Chen, Chen Bao (2014). A theoretical model of semi-elliptic surface crack growth. *Chinese Journal of Aeronautics*, Volume 27, Issue 3: 730-734.
109. Akhmad A. Korda, Y. Miyashita, Y. Mutoh, T. Sadasue (2007). Fatigue crack growth behavior in ferritic–pearlitic steels with networked and distributed pearlite structures. *International Journal of Fatigue*, Volume 29, Issue 6: 1140-1148.
110. Y. Mutoh, Akhmad A. Korda, Y. Miyashita, T. Sadasue (2007). Stress shielding and fatigue crack growth resistance in ferritic–pearlitic steel. *Materials Science and Engineering*, Volumes 468–470: 114-119.
111. Підгурський І.М. Вплив конструктивних концентраторів напружень на величину коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контурів модельованих півеліптичних тріщин // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії. – Краматорськ: ДДМА, 2016. – №2 (38). – С. 191-195.
112. Пидгурский Н.И. Особенности расчета коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностных трещин, развивающихся у сварных швов / Н.И. Пидгурский, В.Н. Барановский, В.В. Ляхов, И.Н. Пидгурский // Вісник Донбаської державної машинобудівної академії, 2012. – № 3 (28). – С. 211-215.
113. A. Al Tamimi Mohammad Modarres (2014). Improved Probabilistic Modeling of Multi-Site Fatigue Cracking. *International Journal of Prognostics and Health Management*, 2014: 21.
114. Yuen, B.K.C., and Taheri, F., (2006). Proposed Modifications to the Wheeler Retardation Model for Multiple Overloading Fatigue Life Prediction, *International Journal of Fatigue*, Volume 28, Issue 12: 1803–1819.

115. Макаров, Э. Л. Моделирование критериев трещиностойкости для расчета надежности и ресурса сварных соединений из низко- и среднелегированных сталей [Текст] / Э. Л. Макаров, А. П. Выборнов // Сварочное производство. - 2003. - № 1. - С. 7-11.
116. Калінін О. О. Аналітична побудова спільної дотичної до двох еліпсів / О. О. Калінін, Т. О. Калініна, Г. В. Ковальова // Вісник Херсонського національного технічного університету. - 2017. - № 4. - С. 220-224.
117. W.O. Soboyejo, J.F. Knott, M.J. Walsh, K.R. Cropper (1990). Fatigue crack propagation of coplanar semi-elliptical cracks in pure bending. *Engineering Fracture Mechanics*, Volume 37, Issue 2, 1990: 323-340.
118. Звонарев С. В. Основы математического моделирования: учебное пособие – Екатеринбург : Издательство Уральского университета, 2019. – 112 с.
119. Kai Lu, Yinsheng Li (2017). Fatigue crack growth calculations for two adjacent surface cracks using combination rules in fitness-for-service codes. *AIMS Materials Science*, 2017, 4(2): 439-451.
120. H. SHEN and W. GUO (2011). 3D fracture mechanics investigation on surface fatigue crack propagation. *FATIGUE & FRACTURE OF ENGINEERING MATERIALS & STRUCTURES*, Volume 34, Issue 9: 682–688.
121. Shin C.S., Hsu S.H. (1993). On the mechanisms and behaviour of overload retardation in AISI 304 stainless steel. *International Journal of Fatigue*, Volume 15, Issue 3,: 181-192.
122. В. В. Кныш, А. З. Кузьменко, С. А. Соловей Повышение циклической долговечности сварных тавровых соединений с поверхностными трещинами / Автоматическая сварка. - 2009. - № 1. - С. 38-43.
123. Сеньо П. С. Теорія ймовірностей та математична статистика: підручник. - Київ: Знання, 2007. - 556 с.

124. Володарський Є. Т. Статистична обробка даних : навч. посіб. / Є. Т. Володарський, Л. О. Кошева. - К. : НАУ, 2008. - 307 с.
125. Писаренко Г.С., Стрижало В.А. Экспериментальные методы в механике деформируемого твердого тела – К., Наукова думка, 1986. – 264 с.
126. Соколов С.А. Металлические конструкции подъемно-транспортных машин: Учебное пособие. – СПб.: Политехника, 2005. – 423 с.
127. Mykola Pidgurskyi, Yevgen Ripetskyi, and Ivan Pidgurskyi (2020). Research and simulation of load modes in the evaluation of mobile machines resource. AIP Conference Proceedings, 2020, 020064 (2018): 7.
128. S. Kalnaus, F. Fan, A.K. Vasudevan, Y. Jiang (2008). An experimental investigation on fatigue crack growth of AL6XN stainless steel. Engineering Fracture Mechanics, Volume 75, Issue 8: 2002-2019.
129. Yan-Ping Liu, Chuan-Yao Chen, Guo-Qing Li, Jian-Bing Li (2010). Fatigue life prediction of semi-elliptical surface crack in 14MnNbq bridge steel. Engineering Failure Analysis, Volume 17, Issue 6: 1413-1423.
130. A. Chahardehi, F.P. Brennan, S.K. Han (2010). Surface crack shape evolution modelling using an RMS SIF approach. International Journal of Fatigue, Volume 32, Issue 2: 297-301.
131. Pidgurskyi, I. (2016) Simulation of non-transverse surface cracks in the machinery and structures elements. *VI Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists “Engineer of XXI Century”*. P. 749-756.
132. Weißgraeber P. Felger J. Geipel D. Becker W. (2016). Cracks at elliptical holes: Stress intensity factor and Finite Fracture Mechanics solution. European Journal of Mechanics, A/Solids, Volume 55, 2016: 192-198.
133. Ruslan V. Guchinsky Sergei V. Petinov (2014). Finite-element modeling of the semi-elliptical fatigue crack growth using damage accumulation approach. Proceedings of XLII International Summer School–Conference APM 2014: 301-310.

134. W. Geary (1992). A review of some aspects of fatigue crack growth under variable amplitude loading. *International Journal of Fatigue*, Volume 14, Issue 6, November 1992: 377-386.
135. Емельянов О.В., Лядецкий И.А. Влияние уровня перегрузки на скорость развития усталостных трещин. Деп. в ВИНТИ 07.10.03 №1779 - В2003
136. Robin C, Louah M, Pluvinage G. (1983). Influence of the overload on the fatigue crack growth in steels. *Fatigue Fract Engng Mater Struct*, 6: 1-13.
137. Москвитин Г.В., Лебединский С.Г. Влияние перегрузок на закономерность роста усталостных трещин в стали литых деталей грузовых вагонов / Проблемы машиностроения и надежности машин, 2013. – № 5. – С. 120-126.
138. Миронов А.А., Волков В.М. Оценка надежности сварных соединений в условиях циклического нагружения по результатам неразрушающего контроля / Проблемы машиностроения и надежности машин, 2011. № 1. – С. 38-42.
139. Карзов Г.П., Марголин Б.З., Швецова В.А. Физико-Механическое моделирование процессов разрушения. – СПб.: Политехника, 1993. – 391 с.
140. Морозов Е. М. Расчет критических размеров поверхностной трещины // Фіз.-хім. механіка матеріалів. - 2006. - 42, № 1. - С. 128-130.
141. Оцінка розподілу КІН по фронту поверхневої напівеліптичної тріщини у товстостінному циліндрі / Ю.Пиндус, П.Марущак, Р.Біщак, О.Ясній // Вісник ЖДТУ, 2008. – Том 46. – № 3. – С.33-39.
142. Моделювання розкриття втомної тріщини в сплаві Д16Т за регулярного навантаження методом скінчених елементів / П. Ясній, Ю. Пиндус, О. Галушак, В. Фостик // Вісник ТНТУ, 2013. – Том 70. – № 2. – С.7-14.

ДОДАТКИ

ДОДАТОК А

Акти впровадження



Довідка

про використання у виробництві результатів дисертаційної роботи “Моделювання росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях після перевантажень” Підгурського Івана Миколайовича

Результати дисертаційної роботи “Моделювання росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях після перевантажень” Підгурського Івана Миколайовича, а саме:

- 1) дослідження закономірностей впливу перевантажень розтягом на затримку росту та кінетику розвитку поверхневих тріщин зі складним за конфігурацією контуром;
- 2) інженерний метод оцінки затримки росту поверхневих втомних тріщин зі складною конфігурацією контуру після впливу перевантаження розтягом

можуть бути використані на стадії проектування для аналізу надійності та запасу міцності і безпечного ресурсу експлуатації конструктивних елементів літальних апаратів.

Запропонована методика експериментальних досліджень елементів конструкцій з поверхневою втомною тріщиною із сідловидним фронтом в зонах концентраторів напружень може бути використана на стадії механічних випробувань деталей та елементів конструкцій літальних апаратів.

Головний конструктор
з міцності, к.т.н.

Семенець О.І.

Начальник РДВ-1

Знова В.А.

ТОВ "ТЕХС"
 УКРАЇНА 46003, М. Тернопіль,
 вул. Мнуківська Бічна, 10
 (0352)404354, 424354
 РІР26001000258313, МФО 300023
 ПАТ УКРСОББАНК М. КИЇВ
 КОД 32941924

Акт

18.12.2019

про впровадження у виробництво результатів дисертаційної роботи
 "Моделювання росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях
 після перевантажень" Підгурського Івана Миколайовича

Даний акт складено в тому, що результати теоретичних і експериментальних досліджень дисертаційної роботи "Моделювання росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях після перевантажень", які стосувались досліджень розвитку поверхневих тріщин в зонах конструктивних концентраторів напружень при нестационарному циклічному навантаженні використовуються в ТОВ "ТЕХС" для оцінки довговічності посудин високого тиску, газопроводів, газорегуляторних установок УТРШТ та ПГРШТ на стадії розвитку поверхневих тріщин, а також при визначенні характеристик циклічної тріщиностійкості низьколегованих сталей.

Директор



Куцак І.В.

ДОДАТОК Б.

Список публікацій здобувача за темою дисертації та відомості про апробацію
результатів дисертації

1. Mykola Pidgurskyi Numerical investigation of stress intensity factors for surface cracks under coalescence / Mykola Pidgurskyi, Mykola Stashkiv, Ivan Pidgurskyi, Andriy Makar / *Procesy zmęczenia i mechanika pękania* / Opole, 2020, ISBN 978-83-66033-76-4, ISSN 1429-6063, pp. 231-246.
2. Ivan Pidgurskyi Research of surface cracks propagation with a complex geometric contour after the influence of tensile overloads / Ivan Pidgurskyi; Mykola Pidgurskyi // *Scientific Journal of TNTU*. — Tern. : TNTU, 2020. — Vol 97. — No 1. — P. 29–36.
3. Ясній П. В. Оцінка впливу перевантажень на закономірності росту поверхневих втомних тріщин у низьколегованих сталях / П. В. Ясній, І. М. Підгурський, М. І. Підгурський // *Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції „Фундаментальні та прикладні проблеми сучасних технологій“ до 60-річчя з дня заснування Тернопільського національного технічного університету імені Івана Пулюя та 175-річчя з дня народження Івана Пулюя, 14-15 травня 2020 року*. — Т. : ТНТУ, 2020. — С. 52. — (Нові матеріали, міцність і довговічність елементів конструкцій).
4. Malezhyk, M.P. Investigation of the Fracture of an Orthotropic Plate with Circular Hole and Two Edge Cracks Under Pulsed Loading by the Method of Dynamic Photoelasticity / Malezhyk, M.P., Pidhurs'kyi, M.I., Rudyak, Y.A., Pidhurs'kyi, I.M., Voitovych, L.V. - 2019 *Materials Science* 55(2), с. 254-258 (SCOPUS)
5. І.М. Підгурський, Д.М. Зубенко Моделювання напружено-деформівного стану в несучих конструкціях металевих рам Збірник тез VIII Міжнародна науково-технічна конференція молодих учених та студентів «Актуальні задачі сучасних технологій» 27-28 листопада 2019 р. — Т.1: ТНТУ, 2019. — С.126.

6. П. В. Ясній, І. М. Підгурський Дослідження деформації поверхневого шару дорнованих отворів листових заготовок з алюмінієвого сплаву Д16чТ / Праці VI Міжнародної науково-технічної конференції „Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування“, 24-27 вересня 2019 р. — Т. : ТНТУ, 2019. — С. 133–135.
7. П. В. Ясній, І. М. Підгурський, М. Я. Сташків, М. І. Підгурський Моделювання злиття компланарних півеліптичних тріщин методом скінчених елементів / Праці VI Міжнародної науково-технічної конференції „Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування“, 24-27 вересня 2019 р. — Т. : ТНТУ, 2019. — С. 128–132.
8. М. Підгурський, І. Підгурський, А. Макар, В. Ляхов Дослідження КІН для поверхневих півеліптичних тріщин у зонах конструктивних концентраторів напружень // Матеріали XXI наукової конференції ТНТУ ім. І. Пулюя, 16-17 травня 2019 року. — Т. : ТНТУ, 2019. — С. 112. — (Матеріалознавство, міцність матеріалів і конструкцій, будівництво).
9. І.М. Підгурський, В.М. Антонюк, М.І. Москалик, І.І. Білоус, Т.І. Дячун Моделювання напружено-деформівного стану тонкостінних конструкцій з гофрованими стінками // Збірник тез доповідей VII Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів „Актуальні задачі сучасних технологій“, 28-29 листопада 2018 року. — Т. : ТНТУ, 2018. — Том 1. — С. 38.
10. М. І. Підгурський, І. Б. Окіпний, І. М. Підгурський, О. М. Якубишин, Л. А. Петровський, В. М. Солодкий, В. М. Антонюк / Моделювання напружено-деформівного стану гофрованих балок з різною конфігурацією стінок // Матеріали Міжнародної науково-технічної конференції „Фундаментальні та прикладні проблеми сучасних технологій“ до 100 річчя з дня заснування НАН України та на вшанування пам'яті Івана Пулюя (100 річчя з дня смерті), 22-24 травня 2018. — Т. : ТНТУ, 2018. — С. 65. — (Нові матеріали, міцність і довговічність елементів конструкцій).

11. Pidgurskyi I. Analysis of stress intensity factors obtained with the fem for surface semielliptical cracks in the zones of structural stress concentrators / Ivan Pidgurskyi // Scientific Journal of TNTU. — Tern. : TNTU, 2018. — Vol 90. — No 2. — P. 92–104. — (Mechanics and materials science).
12. Pidgurskyi, Mykola & Rudyak, Yuri & Pidgurskyi, Ivan. (2019). Research and Modeling of Stress-Strain State and Fracture Strength of Triplexes at Temperatures 293–213 K: FFW 2018, 9-10 July 2018, Ghent University, Belgium. 10.1007/978-981-13-0411-8_14. Proceedings of the 7th International Conference on Fracture Fatigue and Wear, pp.135-150. (SCOPUS)
13. Mykola Pidgurskyi, Yevgen Ripetskyi, and Ivan Pidgurskyi Research and simulation of load modes in the evaluation of mobile machines resource / AIP Conference Proceedings 2029, 020064 (2018). (SCOPUS, Web of Science).
14. I. Pidgurskyi Modelling of structural stress concentrators influence on stress intensity factors of surface semielliptical crack using finite element method / VII Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists “Engineer of XXI Century” Volume 1. Wydawnictwo Naukowe Akademii Techniczno-Humanistycznej w Bielsku-Białej – 2017. – pp. 241-248.
15. О.П. Ваврик, І.В. Василик, І.М. Підгурський Оцінка напружено-деформівного стану балки з гофрованою стінкою, що ослаблена отворами. / Матеріали VI Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій” – Тернопіль 16-17 листопада 2017. – С.25.
16. В.М. Солодкий, Л.А. Петровський, І.М. Підгурський Моделювання напружено-деформівного стану балок з гофрованою стінкою. / Матеріали VI Міжнародної наук.-техн. конф. молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій” – Тернопіль 16-17 листопада 2017. – С.39.
17. І.М. Підгурський, І.Б. Окіпний, М.Я. Сташків, І.В. Кенс Порівняльний аналіз кін та кінетики форми поверхневих півеліптичних тріщин в однорідному полі напружень та в зоні концентраторів / Праці V Міжнародної науково-технічної конференції „Пошкодження матеріалів під

- час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування “, – Тернопіль, 2017. – С. 110-113.
18. В.В. Ляхов, А.Б. Макар, І.В. Кенс, Ю.А. Шминдюк, І.М. Підгурський Порівняльний аналіз коефіцієнтів концентрації напружень для таврових зварних з'єднань / Матеріали ХХ наукової конференції ТНТУ ім. І. Пулюя, 2017 – Тернопіль, 2017. – С. 32-34.
19. I. Pidgurskyi Simulation of non-transverse surface cracks in the machinery and structures elements / VI Inter University Conference of Students, PhD Students and Young Scientists “Engineer of XXI Century” Volume 1. Wydawnictwo Naukowe Akademii Techniczno-Humanistycznej w Bielsku-Białej – 2016. – pp. 749-756.
20. І. М. Підгурський Вплив конструктивних концентраторів напружень на величину коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контурів модельованих півеліптичних тріщин / Вісник Донбаської державної машинобудівної академії №2 (38). – Краматорськ ДДМА, 2016. – С. 191-195.
21. О. П. Ваврик, І.В. Василик, І.В. Олійник, Л.А. Петровський, К.Л. Сандуляк, І. М. Підгурський Інноваційні методи проектування легких металевих конструкцій / Збірник тез доповідей V Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій” 17-18 листопада 2016 року. – Том 1.– Тернопіль, 2016. – С. 132-133.
22. ММ Бабій, АВ Гриб, ІМ Підгурський Моделювання напружено-деформівного стану сталевих рам з попередньо напруженим ригелем та з попередньо напруженою затяжкою / Збірник тез доповідей IV Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій” 25-26 листопада 2015 року. – Тернопіль, 2015. – С. 91-92.
23. Р.В.Стасюк, І.М. Підгурський Моделювання напружено-деформівного стану легких сталевих каркасів з похилими стійками. – Збірник тез доповідей IV Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів

- “Актуальні задачі сучасних технологій” 25-26 листопада 2015 року. – Тернопіль, 2015. – С. 213.
24. П. Ясній, І. Підгурський. Моделювання МСЕ взаємодії двох півеліптичних поверхневих тріщин при розтягу / Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” (Тернопіль, 21-24 вересня 2015 року). – Тернопіль: Видавництво ТНТУ, 2015. С. 232-235.
25. І. М. Підгурський, Я. Р. Дубик. Визначення коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контуру поверхневих тріщин при їх злитті/ Матеріали IV міжнародної науково-технічної конференції “Пошкодження матеріалів під час експлуатації, методи його діагностування і прогнозування” (Тернопіль, 21-24 вересня 2015 року). – Тернопіль: Видавництво ТНТУ, 2015. С.256-258.
26. Підгурський І. Моделювання КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних колінеарних тріщин методом скінчених елементів/ Тези доповідей міжнародної науково-практичної конференції “Проблеми механіки та фізико-хімії конденсованого стану речовини” (Миколаїв, 17-19 вересня 2015 року). – Миколаїв: Видавництво Миколаївського національного університету ім. В.О. Сухомлинського, 2015, С. 68-70.
27. І. Підгурський. Методика та результати досліджень КІН для поверхневих півеліптичних тріщин в зонах впливу конструктивних концентраторів напружень / Матеріали III наукової конференції МТФ ТНТУ ім. І. Пулюя “Прогресивні матеріали та технології в машинобудуванні, будівництві та транспорті”, 2015 . – Тернопіль: Вид. ТНТУ, 2015. С. 14.
28. І.М. Підгурський. Оцінка КІН для поверхневої півеліптичної тріщини в зоні впливу конструктивних концентраторів напружень / Збірник тез доповідей міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій ” 19-20 листопада 2014р. – Тернопіль, 2014. – С. 63.
29. П. Ясній, І. Підгурський. Дослідження КІН для поверхневої півеліптичної тріщини в зоні впливу конструктивних концентраторів напружень методом

- скінчених елементів / Матеріали XVIII міжнародної наукової конференції ТНТУ ім. І. Пулюя, 2014р. – Тернопіль, 2014. – С. 124-125.
30. П. Ясній, І. Підгурський Дослідження КІН двох взаємодіючих поверхневих півеліптичних тріщин методом скінчених елементів / Вісник ТНТУ, 2014–№2. – С. 15-25.
31. Грещук М. Г., Підгурський І.М. Методичні особливості виготовлення зразків для досліджень поширення втомних тріщин в зонах зварних з'єднань на ділянках з ЛУХ-обробкою / Матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції присвяченої 55-річчю кафедри зварювального виробництва НУК ім. адм. Макарова, та III Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів, аспірантів і молодих науковців .- Миколаїв, 2014р. – С.31-33.
32. Підгурський М.І., Підгурський І.М., Фик А.Ю., Грещук М.Г. Моделювання МСЕ розвитку поверхневих тріщин в зонах зварних з'єднань гнутозварних профілів / Матеріали Всеукраїнської науково-технічної конференції присвяченої 55-річчю кафедри зварювального виробництва НУК ім. адм. Макарова, та III Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів, аспірантів і молодих науковців .- Миколаїв, 2014р. – С.85.
33. Підгурський І.М. Дослідження коефіцієнтів інтенсивності напружень поверхневих тріщин МСЕ / Збірник тез доповідей Міжнародної науково-технічної конференції молодих учених та студентів “Актуальні задачі сучасних технологій” 11-12 грудня 2013. – Тернопіль: ТНТУ. – С.50.
34. Підгурський М. І., Татарин Б.П., Підгурський І.М. Моделювання зародження та розповсюдження втомних поверхневих тріщин в зварних з'єднаннях / Збірник тез міжнародної конференції “Зварювання і споріднені технології – сьогодення і майбутнє” 25-26 листопада 2013р.–Київ, 2013. – С.139.
35. Пидгурский Н.И., Барановский В.Н., Ляхов В.В., Пидгурский И.Н. Особенности расчета коэффициентов интенсивности напряжений для поверхностных трещин, развивающихся у сварных швов / ВІСНИК

- Донбаської державної машинобудівної академії, 2012. – № 3 (28). – С. 211-215.
36. Мильніков О.В., Підгурський І.М. Моделювання перерозподілу напружено-деформівного стану у стержневих структурах за наявності тріщиноподібних дефектів / Abstracts of conference reports XV International Conference “Dynamical System Modelling and Stability Investigation”. May 25-27, Taras Shevchenko National University of Kyiv, Ukraine, 2011. – P. 306.
37. М. Підгурський, М. Сташків, І. Підгурський Аналіз особливостей розвитку пошкоджуваності в статично невизначуваних стержневих системах / Вісник ТНТУ. — 2011. — Спецвипуск — частина 2. — С.118-123.
38. Пидгурский Н.И., Пидгурский И.Н. Исследование влияния нестационарного нагружения при пониженных температурах эксплуатации на развитие трещин в низколегированных сталях / Труды V международной научно-технической конференции “Современные проблемы машиностроения” 23-26 ноября 2010 г. – Томск: изд. ТПУ, 2010. – С. 105-107.
39. Підгурський М. Мильніков О. Підгурський І. Ймовірно-статистичні методи оцінки ресурсу елементів конструкцій / Матеріали XIII міжнародної наукової конференції імені академіка М. Кравчука 13-15 травня 2010р. – К.: НТУУ, 2010. – С. 93.
40. Пидгурский Н.И., Пидгурский И.Н. Развитие усталостных поверхностных трещин при воздействии перегрузок / Сборник материалов XIX Петербургских чтений по проблемам прочности, посвященные 130-летию со дня рождения академика АН УССР Н. Н. Давиденкова 13 – 15 апреля 2010 г. – Санкт-Петербург, 2010. – Ч.1. – С. 165-167.
41. Підгурський М., Підгурський І. Моделювання процесу втомного руйнування конструкцій в зонах зварних з'єднань / Праці міжнародної наукової конференції "Обчислювальна математика і математичні проблеми механіки" в рамках Українського математичного конгресу - 2009 до 100-річчя від дня народження академіка Миколи Боголюбова 31.08.09-4.09.09, м. Львів / Під заг. ред. В.Л. Макарова, І.О. Луковського, Р.М. Кушніра. – Львів: Інститут прикладні" проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригана НАН України. – 2009. – С. 296-298.