

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ  
«Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка»

*Кваліфікаційна наукова праця  
на правах рукопису*

МОЛТАСОВ АНДРІЙ ВАЛЕРІЙОВИЧ

УДК 621.791.052.4:539.4.013.3

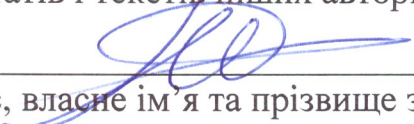
## **ДИСЕРТАЦІЯ**

# **ПОБУДОВА ЕФЕКТИВНИХ ІНЖЕНЕРНИХ ОЦІНОК НАПРУЖЕНЬ В ЗОНАХ КОНЦЕНТРАЦІЇ ТОНКОЛИСТОВИХ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ**

Спеціальність 01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла  
Галузь знань 11 – Математика та статистика

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук

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

  
\_\_\_\_\_ Андрій Молтасов  
(підпис, власне ім'я та прізвище здобувача)

Науковий консультант: Книш Віталій Васильович, д.т.н., проф., чл.-кор. НАНУ

Київ – 2026

## АНОТАЦІЯ

*Молтасов А.В.* Побудова ефективних інженерних оцінок напружень в зонах концентрації тонколистових стикових зварних з'єднань. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеню доктора технічних наук за спеціальністю 01.02.04. «Механіка деформівного твердого тіла». – Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України, Київ, 2026.

Робота присвячена обґрунтуванню нових функціональних залежностей та математичних формул для розрахунку напружень в зонах переходу від підсилення та кореня шва до основного металу тонколистових стикових з'єднань, виконаних зварюванням плавленням. Зазначені залежності базуються на модифікованій гіпотезі ламаних перерізів. Також запропоновано експериментально-розрахункову методику визначення границі обмеженої витривалості стикових зварних з'єднань з урахуванням реально діючих напружень в зонах їх концентрації та величини залишкових зварювальних напружень в цих зонах.

Описані механізми впливу концентрації напружень на міцність зварних з'єднань при статичних та циклічних навантаженнях, а також її взаємодії з іншими факторами, зумовленими термічним циклом зварювання, які визначають характеристики опору втомі цих з'єднань.

Проведено аналіз існуючих на сьогоднішній день підходів щодо визначення показників втомної довговічності зварних з'єднань та вказано на проблеми, які виникають при застосуванні таких розповсюджених у світовій практиці методів, як «метод номінального напруження», «метод напруження в гарячій точці» та «метод напруження в ефективному концентраторі» для розрахунку тонколистових стикових з'єднань. Обґрунтована необхідність визначення реальної величини теоретичного коефіцієнту концентрації

напружень (ККН) при розрахунку характеристик опору втомі зварних з'єднань з використанням базових кривих втоми.

Проаналізовані існуючі методи визначення напружень в зонах концентрації стикових зварних з'єднань та вказано на причини, через які вони не можуть бути застосовані для концентраторів в околі кореня шва.

Висвітлені основні положення класичної гіпотези ламаних перерізів, вказано на її існуючі недоліки та проведена відповідна модифікація цієї гіпотези з метою їх усунення. Обґрунтовано взаємозв'язок положень модифікованої гіпотези щодо розрахунку параметра, який характеризує глибину дії концентратора, з результатами точної теорії та встановлено математичну залежність цього параметра від геометричних характеристик концентратора типу радіусного переходу від шва до основного металу.

Отримані емпіричні формули, які пов'язують радіус переходу від підсилення або кореня шва до основного металу з нормованими параметрами висоти та ширини відповідної частини шва стикових з'єднань зі сталей та алюмінієвих сплавів.

На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані нові математичні формули для визначення теоретичних ККН у стиковому зварному з'єднанні із двостороннім швом при розтягуванні та згинанні. Встановлено, що результати розрахунків за цими формулами добре узгоджуються з експериментальними даними, отриманими поляризаційно-оптичним методом, та результатами чисельних розрахунків методом скінчених елементів (МСЕ). В широкому діапазоні відносних розмірів конструктивних елементів зварного шва, характерних для тонколистових з'єднань, максимальне відхилення результатів складає дещо більше 1 %, на підставі чого формули, засновані на модифікованій гіпотезі ламаних перерізів, можна вважати достовірними та застосовувати їх для розрахунку тонколистових стикових з'єднань.

Встановлені причини та описано механізм виникнення додаткових напружень згину при осьовому навантаженні тонколистових стикових зварних з'єднань без кореневої опуклості шва. Отримані вирази для визначення

характерних геометричних параметрів ламаних перерізів, пов'язаних з ексцентриситетом прикладання осьового навантаження на ділянці зі швом стикового зварного з'єднання без кореневої опуклості. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів встановлені функціональні залежності для визначення напружень в зонах концентрації стикових зварних з'єднань без кореневої опуклості шва, які враховують зміщення центрів інерції перерізів, що знаходяться на ділянці зі швом, відносно лінії дії осьового навантаження.

Отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в зонах концентрації напружень як по контуру, так і по глибині стикового зварного з'єднання без кореневої опуклості шва, що дозволяє визначати напруження на поверхні зони переходу від шва до основного металу та на кореневій стороні зварного з'єднання. Обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на лініях сплавлення швів з основним металом з'єднань такого типу. Результати розрахунків за отриманими формулами якісно підтверджуються результатами випробувань на втому в багатоцикловій області зразків стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву 1460Т1 товщиною 1,8 мм, виконаних аргон-дуговим зварюванням неплавким електродом (АДЗНЕ), зі знятим коренем шва. Так експериментально було встановлено, що зародження втомних тріщин у зразках з більш високим ККН відбувається в зонах переходу від шва до основного металу, а у зразках з невисоким ККН – з кореневої сторони з'єднання внаслідок дії додаткових напружень згину.

На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів встановлені функціональні залежності для визначення напружень в зонах переходу від кореня шва до основного металу стикового зварного з'єднання, який враховує як додаткові напруження згину, так і збільшення поперечного перерізу в цих зонах за рахунок лицьового підсилення. Отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в зонах переходу від кореня шва до основного металу як по контуру, так і по глибині стикового зварного з'єднання, що дозволить визначати напруження на

поверхні цих зон, а також на контурі опуклої частини лицьового підсилення. Обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом в залежності від геометричних розмірів підсилення та кореня шва. На прикладі стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгбМ товщиною 1,8 мм, виконаного АДЗНЕ, показано, що ексцентриситет прикладення осьового навантаження призводить до підвищення напружень на лінії сплавлення кореня шва з основним металом більш ніж на 75 %, внаслідок чого максимальне напруження, що діє в околі кореня шва, значно перебільшує відповідну величину на лицьовій стороні. Результати розрахунків за запропонованими формулами підтверджуються результатами чисельних розрахунків МСЕ, так порівняння результатів показали, що відхилення значень максимального напруження в околі кореня шва складає менше 1 %, а в околі лицьового підсилення – біля 6 %, якісно ж розподіл напружень по контуру з'єднання не відрізняється.

Досліджено вплив взаємного зміщення осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва на величину та характер розподілу напружень на кореневій стороні з'єднання та удосконалено математичні формули для визначення ККН на лініях сплавлення кореня шва з основним металом з урахуванням відстані між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва. На прикладі розрахунків стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМгбМ товщиною 1,5 та 2,0 мм, виконаних імпульсно-дуговим зварюванням плавким електродом (ІДЗПЕ) та гібридним лазерно-дуговим зварюванням, було показано, що максимальне напруження у таких з'єднаннях може діяти як на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, так і на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться далі від неї.

Вперше отримані аналітичні формули для визначення теоретичного ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, які враховують початкову кутову деформацію. Доведено, що наявність початкової кутової деформації, призводить не тільки до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднань, а

й до їх зниження на кореневій стороні. Встановлено, що початкова кутова деформація величиною  $2^\circ$  при довжині нахилених частин приблизно 3 мм від ліній сплавлення лицьового підсилення з основним металом стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М товщиною 1,8 мм призводить до зниження ККН в околі кореня шва на 20 %, а саме з 2,4 до 1,92. В той же час відбувається збільшення ККН на лицьовій стороні з'єднання на 32 %, а саме з 1,62 до 2,14.

В формі математичної залежності між геометричними параметрами концентраторів напружень в околі лицьового підсилення та кореня шва, які характеризують їх розміри, глибину та взаємне положення, сформульовано умову, у разі виконання якої вони будуть чинити один на одного взаємний вплив.

В залежності від вигляду функції, яка визначає геометричне положення центрів інерції перерізів, запропоновано умовне розділення зони шва на ділянки та встановлені функціональні залежності, які визначають характерні розміри ламаних перерізів, пов'язані з ексцентриситетом, на всіх виділених ділянках.

На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів встановлені функціональні залежності для визначення напружень в околі концентраторів напружень на лицьовій та кореневій сторонах стикового зварного з'єднання, які чинять один на одного взаємний вплив. Отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в усіх точках ламаного перерізу від контуру концентратора на лицьовій стороні до контуру концентратора на кореневій стороні з'єднання. На прикладі стикового зварного з'єднання типу С4 товщиною 1,6 мм було показано, що, на відміну від зварних з'єднань з асиметричним підсиленням без взаємного впливу концентраторів, максимальне напруження діє не на кромці кореня шва, а на деякому віддаленні від неї по контуру у бік металу шва. Так для досліджуваного з'єднання ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним

металом складає 1,63, а на контурі зони переходу від шва до основного металу під кутом близько  $12^\circ$  до лінії сплавлення він складає 1,67.

Досліджені деякі характерні випадки реалізації взаємного впливу внаслідок неспівпадіння осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва та встановлено функціональний зв'язок зміщення осей симетрії з величиною згинальних напружень. На прикладі з'єднання типу С7 товщиною 2,0 мм з однаковою шириною опуклостей на протилежних сторонах показано, що зміщення осей симетрії верхньої та нижньої опуклостей шва на 0,3 мм призводить до того, що максимальний ККН на лініях сплавлення опуклостей з основним металом по різні боки від їх вершин відрізняється і становить 1,61 та 1,64. На прикладі стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1915Т1 товщиною 2,8 мм, виконаного ІДЗПЕ з розробкою однієї з крайок, показано, що зі сторони нерозробленої крайки концентратори напружень в околі підсилення та кореня шва чинять один на одного взаємний вплив. Однак максимальні напруження у таких з'єднаннях діють в зоні переходу від шва до основного металу, яка не знаходиться у зоні взаємного впливу. Так для розглядуваного з'єднання ККН в зоні взаємного впливу становить 1,575, а на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка перебуває ближче до осі симетрії лицьового підсилення – 2,26.

Запропоновано експериментально-розрахункову методику визначення границі обмеженої витривалості стикових зварних з'єднань з опуклостями шва та залишковими зварювальними напруженнями (ЗЗН) на основі базової кривої. Застосування запропонованої методики було продемонстровано на прикладі стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АА2219 товщиною 2 мм, виконаних АДЗНЕ дротом Св2319 з попереднім підігрівом. Для пластини, з якої в подальшому були виготовлені зразки для статичних та циклічних випробувань, неруйнівним методом електронної спекл-інтерферометрії були виміряні залишкові напруження, які діють вздовж та поперек шва. За допомогою запропонованих у представленій роботі формул були розраховані теоретичні ККН у зразках, підготованих для випробувань на втому. В

результаті було встановлено, що максимальні значення ККН у зразках змінюються в межах від 2,29 до 2,43, а ЗЗН в точках дії максимальних напружень від активного навантаження становлять 38...39 МПа.

Удосконалено метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED) в частині врахування залишкових напружень та встановлені математичні формули для визначення максимального напруження в концентраторі за межами пружності для різних типів умовних діаграм деформування, які дозволили визначити дійсні характеристики циклу навантаження зразків з урахуванням пластичних деформацій в зонах концентрації. Встановлено, що дійсний теоретичний ККН циклу змінюється в межах 1,7...2,0 і зростає зі зменшенням прикладеного зовнішнього навантаження. Крім того, відбувається перерозподіл ЗЗН внаслідок пластичних деформацій і вони переходять в область стиску близько 48 МПа за абсолютною величиною.

Проведені випробування на втому чотирьох зразків при розмаху прикладених навантажень від 100 до 120 МПа. В результаті розраховані ефективні ККН та коефіцієнти чутливості до концентрації напружень. Встановлено, що коефіцієнт чутливості зменшується зі збільшенням дійсного ККН циклу навантажень та побудована емпірична залежність між цими величинами, яка дозволяє визначати значення коефіцієнта чутливості при розмахах напружень, характерних для високих довговічностей.

Розрахунковим шляхом встановлено розмах напружень, який відповідає розмаху напружень базової кривої на базі  $2 \cdot 10^6$  циклів і побудовано розрахунково-експериментальну криву втоми досліджуваних зразків. Показано, що розмаху напружень базової кривої 130 МПа відповідає розмах напружень розрахунково-експериментальної кривої 62 МПа.

**Ключові слова:** стикові зварні з'єднання, концентрація напружень, гіпотеза ламаних перерізів, корінь зварного шва, асиметрія, ексцентриситет, метод еквівалентної густини енергії деформації, циклічна довговічність, базова крива втоми.

## ABSTRACT

*Moltasov A.V.* Development of effective engineering estimates of stresses in the concentration zones of thin-sheet butt welded joints. – Manuscript.

Thesis for the Doctor of Sciences degree on specialty 01.02.04 “Solid mechanics”. – The S.P. Timoshenko Institute of Mechanics of the National Academy of Sciences of Ukraine, Kyiv, 2026.

The thesis is devoted to the substantiation of new functional dependencies and mathematical formulas for calculating stresses in the transition zones from reinforcement and weld root to base metal of thin-sheet butt joints made by fusion welding. These dependencies are based on a modified hypothesis of broken sections. A computational-experimental procedure for determining the bounded endurance limit of butt-welded joints is also proposed, considering the actually acting stresses in the zones of their concentration and the magnitude of residual welding stresses in these zones.

The mechanisms of the influence of stress concentration on the strength of welded joints under static and cyclic loads, as well as its interaction with other factors caused by the thermal cycle of welding, which determine the fatigue resistance characteristics of these joints, are described.

The analysis of currently existing approaches to determining the fatigue life of welded joints is carried out and the problems that arise when using such methods common in world practice as the “nominal stress method”, “structural hot spot stress method” and “effective notch stress method” for calculating thin-sheet butt joints is indicated. The need to determine the real value of the theoretical stress concentration factor (SCF) when calculating the fatigue resistance characteristics of welded joints using base fatigue curves is substantiated.

Existing methods for determining stresses in the concentration zones of butt-welded joints are analyzed and the reasons why they cannot be applied to concentrators in the vicinity of the weld root are indicated.

The main provisions of the classical hypothesis of broken sections are highlighted, its existing shortcomings are indicated and an appropriate modification of this hypothesis is carried out in order to eliminate them. The relationship between the provisions of the modified hypothesis regarding the calculation of the parameter characterizing the depth of action of the concentrator with the results of the exact theory is substantiated and the mathematical dependence of this parameter on the geometric characteristics of the concentrator of the type of radius transition from the weld to the base metal is established.

Empirical formulas were obtained that relate the transition radius from the reinforcement or root of the weld to the base metal with the normalized parameters of the height and width of the corresponding part of the weld of butt joints made of steels and aluminum alloys.

Based on the modified hypothesis of broken sections, new mathematical formulas were obtained for determining theoretical SCF in a butt welded joint with a double-sided seam during tension and bending. It has been established that the results of calculations using this formulas are in good agreement with the experimental data obtained by the polarization-optical method and the results of numerical calculations using the finite element method (FEM). In a wide range of relative sizes of the structural elements of the weld, typical of thin-sheet joints, the maximum deviation of the results is slightly more than 1 %, on the basis of which the methods based on the modified hypothesis of broken sections can be considered reliable and used for the calculation of thin-sheet butt joints.

The causes and mechanism of the occurrence of additional bending stresses under axial loading of thin-sheet butt welded joints without root convexity of the weld have been established and described. Expressions of the characteristic geometric parameters of broken sections related to the eccentricity of the application of axial load in sections in the zone with the weld of a butt welded joint without root convexity have been obtained. Based on the modified hypothesis of broken sections, functional dependencies have been established for determining stresses in the concentration zones of butt welded joints without root convexity of the weld, which

considers the displacement of the centers of inertia of sections located in the zone with the weld relative to the line of action of the axial load.

Mathematical expressions describing the change in stresses from axial load and bending moment in stress concentration zones both along the contour and along the depth of the butt welded joint without root convexity of the weld have been obtained, which allows determining stresses on the surface of the transition zone from the weld to the base metal and on the root side of the weld. Mathematical formulas for determining the SCF on the fusion lines of the welds with the base metal of joints of this type have been substantiated. The results of calculations using the obtained formulas are qualitatively confirmed by the results of fatigue tests in the multi-cycle region of samples of butt welded joints of aluminum alloy 1460T1 with a thickness of 1.8 mm, made by TIG, with the root of the weld removed. Thus, it will be experimentally established that the initiation of fatigue cracks in samples with a higher SCF occurs in the transition zones from the weld to the base metal, and in samples with a low SCF – from the root side of the joint due to the action of additional bending stresses.

Based on the modified hypothesis of broken sections, functional dependencies have been established for determining stresses in the transition zones from the weld root to the base metal of a butt welded joint, which considers both additional bending stresses and an increase in the cross-section in these zones due to the face reinforcement. Mathematical expressions have been obtained that describe the change in stresses from the axial load and bending moment in the transition zones from the weld root to the base metal both along the contour and along the depth of the butt weld joint with the root convexity, which will allow determining the stresses on the surface of these zones, as well as on the contour of the convex part of the face reinforcement. Mathematical formulas for determining the SCF on the fusion line of the weld root with the base metal depending on the geometric dimensions of the reinforcement and the root convexity have been substantiated. Using the example of a butt welded joint of aluminum alloy AMg6M with a thickness of 1,8 mm, performed by TIG, it is shown that the eccentricity of the application of axial load leads to an

increase in stresses on the fusion line of the weld root with the base metal by more than 75 %, as a result of which the maximum stress acting in the vicinity of the weld root significantly exceeds the corresponding value on the front side. The results of calculations using the proposed formulas are confirmed by the results of numerical calculations of the FEM, so a comparison of the results showed that the deviation of the maximum stress values in the vicinity of the weld root is less than 1%, and in the vicinity of the face reinforcement – about 6%, while the qualitative distribution of stresses along the joint contour does not differ.

The influence of the mutual displacement of the axes of symmetry of the face reinforcement and the root of the weld on the magnitude and nature of the stress distribution on the root side of the joint was investigated, and mathematical formulas for determining the SCF on the fusion lines of the root of the weld with the base metal were improved, taking into account the distance between the axes of symmetry of the face reinforcement and the root of the weld. Using the example of calculations of butt welded joints of the aluminum alloy AMg6M with a thickness of 1,5 and 2,0 mm, performed by MIG Pulse and hybrid laser arc (MIG + Laser beam) welding, it was shown that the maximum stress in such joints can act both on the fusion line of the root of the weld with the base metal, which is closer to the axis of symmetry of the face reinforcement, and on the fusion line of the root of the weld with the base metal, which is further from it.

For the first time, analytical formulas for determining the theoretical SCF at the fusion line of the weld root with the base metal have been obtained, which consider the initial angular deformation. It has been proven that the presence of the initial angular deformation leads not only to an increase in stresses on the front side of the joints, but also to their decrease on the root side. It has been established that the initial angular deformation of  $2^\circ$  with a length of inclined parts of approximately 3 mm from the fusion lines of the front reinforcement with the base metal of the butt welded joint of aluminum alloy AMg6M with a thickness of 1,8 mm leads to a decrease in SCF in the vicinity of the weld root by 20 %, namely from 2,4 to 1,92. At

the same time, there is an increase in SCF on the front side of the joint by 32 %, namely from 1,62 to 2,14.

In the form of a mathematical dependence between the geometric parameters of stress concentrators in the vicinity of the face reinforcement and the root of the weld, which characterize their dimensions, depth, and mutual position, a condition was formulated, if fulfilled, which they will have a mutual influence on each other.

Depending on the form of the function that determines the geometric position of the centers of inertia of the sections, a conditional division of the seam zone into parts is proposed and functional dependencies are established that determine the characteristic dimensions of the broken sections, associated with eccentricity, on all allocated parts.

Based on the modified hypothesis of broken sections, functional dependencies have been established to determine the stresses in the vicinity of stress concentrators on the front and root sides of the butt weld, which have a mutual influence on each other. Mathematical expressions have been obtained that describe the change in stresses from axial load and bending moment at all points of the broken section from the contour of the concentrator on the front side to the contour of the concentrator on the root side of the joint. Using the example of a butt welded joint of type C4 with a thickness of 1,6 mm, it was shown that, unlike welded joints with asymmetric reinforcement without mutual influence of concentrators, the maximum stress acts not on the weld root toe, but at some distance from it along the contour towards the weld metal. Thus, for the studied joint, the SCF at the fusion line of the weld root with the base metal is 1,63, and at the contour of the transition zone from the weld to the base metal at an angle of about  $12^\circ$  to the fusion line it is 1,67.

Some typical cases of mutual influence due to the misalignment of the axes of symmetry of the front reinforcement and the root of the weld are studied, and a functional relationship between the displacement of the axes of symmetry and the magnitude of bending stresses is established. Using the example of a C7 type joint with a thickness of 2,0 mm with the same width of the bulges on opposite sides, it is shown that the displacement of the axes of symmetry of the upper and lower bulges

of the weld by 0,3 mm leads to the fact that the maximum SCF on the lines of fusion of the bulges with the base metal on different sides of their vertices is different and is 1,61 and 1,64. Using the example of a butt welded joint of aluminum alloy 1915T1 with a thickness of 2,8 mm, made by MIG Pulse with the grooving of one of the edges, it is shown that from the side of the unprepared edge, the stress concentrators in the vicinity of the reinforcement and the root of the weld have a mutual influence on each other. However, the maximum stresses in such joints act in the transition zone from the weld to the base metal, which is not in the zone of mutual influence. Thus, for the joint under consideration, the SCF in the zone of mutual influence is 1,575, and on the fusion line of the root of the weld with the base metal, which is closer to the axis of symmetry of the face reinforcement, it is 2,26.

An experimental-computational procedure for determining the bounded endurance limit of butt-welded joints with weld bulges and residual welding stresses (RWS) based on the base curve is proposed. The application of the proposed method was demonstrated on the example of butt-welded joints of aluminum alloy AA2219 with a thickness of 2 mm, made by TIG with wire Sv2319 with preheating. For the plate from which samples for static and cyclic tests were subsequently made, the residual stresses acting along and across the weld were measured by the non-destructive method of electron speckle interferometry. Using the formulas proposed in the presented work, theoretical SCF in samples prepared for fatigue tests were calculated. As a result, it was established that the maximum values of the SCF in the samples vary from 2,29 to 2,43, and the RWS at the points of action of the maximum stresses from the active load are 38...39 MPa.

The equivalent strain energy density (ESED) method was improved in terms of taking into account residual stresses and mathematical formulas were established to determine the maximum stress in the concentrator beyond the elastic limit for various types of conditional deformation diagrams, which allowed determining the actual characteristics of the loading cycle of samples taking into account plastic deformations in concentration zones. It is established that the actual theoretical SCF of the cycle varies within 1,7...2,0 and increases with a decrease in the applied

external load. In addition, there is a redistribution of the RWS due to plastic deformations and they pass into the compression region of almost 48 MPa in absolute value.

Fatigue tests were conducted on four samples at a range of applied loads from 100 to 120 MPa. As a result, effective SCF and sensitivity coefficients to stress concentration were calculated. It was established that the sensitivity coefficient decreases with an increase the actual SCF of the load cycle and an empirical relationship between these quantities was constructed, which allows determining the value of the sensitivity coefficient at stress ranges characteristic of high durability.

The stress range was calculated and determined, which corresponds to the stress range of the base curve based on  $2 \cdot 10^6$  cycles, and the calculated-experimental fatigue curve of the studied samples was constructed. It was shown that the stress range of the base curve of 130 MPa corresponds to the stress range of the calculated-experimental curve of 62 MPa.

**Keywords:** butt-welded joints, stress concentration, broken section hypothesis, weld root, asymmetry, eccentricity, equivalent strain energy density, cyclic durability, base fatigue curve

## СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

1. Оценка статической прочности сварного диска рабочего колеса дымососа / [А.В. Молтасов, П.Н. Ткач, А.Я. Гоголев и др.] // Автоматическая сварка. – 2016. – №12. – С. 46–53.

2. **Молтасов А.В.** Инженерный метод исследования напряжённого состояния в зонах концентрации сварных соединений с симметричным усилением / **А.В. Молтасов**, П.Н. Ткач, С.И. Мотрунич // *Mechanics and Advanced Technologies*. – 2017. – №1 (79) – С. 82–90.

3. Tkacz P. Rozwój metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Część 1. Metody tradycyjne / P. Tkacz, **A. Moltasov** // *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*. – 2017. – №4. – S. 52–56.

4. Tkacz P. Rozwój metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Część 2. Metody najnowsze / P. Tkacz, **A. Moltasov** // *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*. – 2017. – №5. – S. 98–103.

5. **Moltasov A.** Badania lokalnego stanu naprężeń w obszarze niejednorodności geometrycznej doczołowych złączy spawanych z jednostronnym nadlewem / **A. Moltasov**, S. Motrunich // *Biuletyn Instytutu Spawalnictwa*. – 2017. – №4. – S. 64–71.

6. **Moltasov A.V.** Approximate calculation of radius of weld transition to base metal of welded butt joint according to normalized parameters / **A.V. Moltasov** // *The Paton Welding Journal*. – 2017. – №9. – P. 50–52.

7. **Moltasov A.V.** A study of the stress state in stress concentration zones under tension of an asymmetrically reinforced butt-welded joint / **A.V. Moltasov** // *Strength of Materials*. – 2017. – №5 (49). – P. 718–725. (**Scopus, Q3**)

8. **Moltasov A.V.** Stress concentration in butt welded joints with reinforcement from one side (Review) / **A.V. Moltasov**, P.M. Tkach, I.G. Tkach, V.V. Verushkin // *The Paton Welding Journal*. – 2019. – №4. – P. 5–10.

9. **Moltasov A.V.** Stressed state of a butt-welded joint with regard for displacements of the centers of inertia / **A.V. Moltasov** // *Materials Science*. – 2019. – №3 (55). – P. 358–366. (**Scopus, Q3**)

10. **Moltasov A.V.** Calculation of the radius of transition of the weld to base metal of aluminium alloy welded joints / **A.V. Moltasov**, I.N. Klochkov // *The Paton Welding Journal*. – 2019. – №9. – P. 40–42.

11. **Молтасов А.В.** Расчёт напряжений вблизи корневого усиления стыкового сварного соединения / **А.В. Молтасов**, П.Н. Ткач // *Збірник наукових праць НУК*. – 2019. – №1 – С. 34–42.

12. **Moltasov A.V.** Stress concentration in butt welded joints made without the use of linings for the formation of the root of the seam / **A.V. Moltasov**, M.M. Dyman // *Welding International*. – 2021. – №3 (36). – P. 181–186. (**Scopus, Q4**)

13. **Moltasov A.** Effect of load eccentricity on stress condition of butt welded joint with asymmetrical reinforcement / **A. Moltasov**, P. Tkach, O. Ustynenko, R. Protasov // *Strojnický Casopis*. – 2022. – №1 (72). – P. 99–108. (**Scopus, Q3**)

14. **Moltasov A.** Effect of misalignment of axes in double-sided weld on stresses distribution in butt welded joints / **A. Moltasov**, P. Tkach, O. Ustynenko, R. Protasov // *Strojnický Casopis*. – 2023. – №1 (73). – P. 137–146. (**Scopus, Q3**)

15. **Moltasov A.V.** Mutual effect of stress concentrators on the face and root sides of a butt-welded joint on the stress state / **A.V. Moltasov**, V.V. Knysh // *International Applied Mechanics*. – 2023. – №3 (59). – P. 336–351. (**Scopus, Q4**)

16. **Moltasov A.V.** The influence of corrosive dissolution of the surface metal layer on the stress concentration coefficient in butt welded joints / **A.V. Moltasov**, A.V. Klymenko // *Materials Science*. – 2023. – №3 (59). – P. 358–366. (**Scopus, Q3**)

17. **Moltasov A.V.** Stress distribution in stress concentration zones of butt-welded joint with displaced axes of symmetry of opposite weld convexities / **A.V. Moltasov**, V.V. Knysh, M.M. Dyman // *International Applied Mechanics*. – 2024. – №6 (60). – P. 665–676. (**Scopus, Q3**)

18. Peculiarities of calculation of stress concentration factors in thin-sheet butt welded joints with the consideration of initial angular deformation / [**A.V. Moltasov**,

P.M. Tkach, M.M. Dyman et al.] // The Paton Welding Journal. – 2025. – №1. – P. 15–20.

19. **Moltasov A.** The stress state in the root area of the butt welded joints with asymmetrical convexity / **A. Moltasov**, P. Tkach, S. Gaynutdinov, S. Motrunich // 9-th International Conference of Young Scientists on Welding and Related Technologies. Proceedings – Kyiv: “DIA Ltd”, 2017. – 288 p. – P. 251–256.

20. **Молтасов А.В.** Напряжённое состояние в корневой части стыкового сварного соединения с учётом эксцентриситета приложения нагрузки / **А.В. Молтасов**, П.Н. Ткач, С.И. Мотрунич, С.Н. Прокопчук // Зварювання та споріднені технології – сьогодні і майбутнє: Тези стенд. доп. Міжнар. конф (5-6 грудня 2018 р.). – Київ: ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, 2018. – С. 69.

21. **Молтасов А.В.** Розрахунок напружень в околі кореневого підсилення стыкового зварного з'єднання / **А.В. Молтасов**, П.М. Ткач // Проблеми зварювання та споріднених технологій: Матеріали Всеукраїнської конференції з міжнародною участю. – Миколаїв: Видавець Торубара В.В., 2019. – С. 79–80.

22. Нові аналітичні формули для визначення коефіцієнтів концентрації напружень з урахуванням неспівпадіння осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва стыкового зварного з'єднання / [**А.В. Молтасов**, В.І. Кир'ян, М.Г. Мальгін та ін.] // Зварювання та технічна діагностика для відновлення економіки України: Тези доповідей наукової конференції під ред. О.Т. Зельніченка. – Київ: Міжнародна асоціація «Зварювання», 2022. – С. 50–51.

23. **Молтасов А.В.** Розподіл напружень в зонах концентрації стыкового зварного з'єднання з урахуванням зміщення осей симетрії протилежних опуклостей шва / **А.В. Молтасов**, В.В. Книш, М.М. Димань // Актуальні проблеми механіки - 2023: Матеріали доповідей міжнародної наукової конференції до 145-річчя від дня народження С.П. Тимошенка. – Київ, Дніпро, Львів, Харків: Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка, 2023. – С. 164–165.

24. **Moltasov A.** Influence of initial angular deformation on stress concentration factor value near root reinforcement of butt welded joint / **A. Moltasov**, P. Tkach // VII International Conference “Welding and Related

Technologies”: Abstracts of plenary and poster papers. – Kyiv: International Association “Welding”, 2024. – P. 45.

25. Застосування методу еквівалентної густини енергії деформації (ESED) для визначення напружень за межами пружності в зонах концентрації з урахуванням залишкових зварювальних напружень / [А.В. Молтасов, О.А. Каток, Д.С. Томко та ін.] // Зварювання та споріднені технології для відновлення України: Тези доповідей конференції під ред. О.Т. Зельніченка. – Київ: ТОВ «Видавничий дім «Патон», 2025. – С. 85.

## ЗМІСТ

|  |     |
|--|-----|
| ПЕРЕЛІК СКОРОЧЕНЬ ТА УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ   | 24  |
| ВСТУП.....   | 25  |
| РОЗДІЛ 1. КОНЦЕНТРАЦІЯ НАПРУЖЕНЬ У СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ.....  | 36  |
| 1.1 Вплив концентрації напружень на міцність, надійність та довговічність зварних з'єднань.....  | 37  |
| 1.2 Шляхи урахування концентрації напружень в існуючих підходах щодо визначення характеристик опору втомі зварних з'єднань .....   | 41  |
| 1.3 Розвиток методів визначення напружень в околі зварних швів стикових з'єднань.....  | 42  |
| Висновки за розділом 1.....  | 62  |
| РОЗДІЛ 2. ЗАСТОСУВАННЯ ГІПОТЕЗИ ЛАМАНИХ ПЕРЕРІЗІВ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНЬ У СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ.....  | 64  |
| 2.1 Класична гіпотеза ламаних перерізів та її модифікація з метою усунення недоліків.....  | 65  |
| 2.2 Обґрунтування глибини дії концентратора напружень.....   | 75  |
| 2.3 Ідеалізована модель геометрії стикового зварного шва. Визначення радіуса переходу від шва до основного металу за нормованими параметрами.....  | 77  |
| 2.4 Визначення області достовірності формул, побудованих на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів, при розрахунках напружень розтягування та згинання стикових зварних з'єднань..... | 88  |
| Висновки за розділом 2.....  | 99  |
| РОЗДІЛ 3. ВИВЧЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ В ТОНКОЛИСТОВИХ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ ЗА ВІДСУТНОСТІ КОРЕНЯ ШВА.....  | 101 |
| 3.1 Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації напружень  |     |

|   |            |
|---|------------|
| стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням та визначення їх характерних розмірів.....  | 102        |
| 3.2 Основні співвідношення для визначення напружень розтягування та згинання.....   | 108        |
| 3.3 Розрахунки напружень у тонколистових стикових зварних з'єднаннях без кореня шва. Визначення коефіцієнтів концентрації напружень.....                        | 114        |
| Висновки за розділом 3.....   | 120        |
| <b>РОЗДІЛ 4. ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ В ОКОЛІ КОРЕНЯ ШВА СТИКОВОГО ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ.....</b>  | <b>122</b> |
| 4.1 Побудова ламаних перерізів в зонах переходу від кореня шва до основного металу та визначення їх характерних розмірів.....                                   | 123        |
| 4.2 Основні співвідношення для визначення напружень розтягування та згинання в околі кореня шва.....  | 133        |
| 4.3 Розрахунки напружень в околі кореня шва тонколистового стикового зварного з'єднання. Визначення коефіцієнта концентрації напружень.....                     | 139        |
| 4.4 Урахування неспівпадіння осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва.....  | 143        |
| 4.5 Урахування початкової кутової деформації.....   | 160        |
| Висновки за розділом 4.....   | 167        |
| <b>РОЗДІЛ 5. ВЗАЄМНИЙ ВПЛИВ КОНЦЕНТРАТОРІВ НАПРУЖЕНЬ В ЗОНАХ ПЕРЕХОДУ ВІД ЛИЦЬОВОГО ПІДСИЛЕННЯ ТА КОРЕНЯ ШВА ДО ОСНОВНОГО МЕТАЛУ НА РОЗПОДІЛ НАПРУЖЕНЬ.....</b> | <b>169</b> |
| 5.1 Правила побудови ламаних перерізів у випадку реалізації взаємного впливу. Визначення границь зони з'єднання, в межах якої відбувається взаємний вплив.....  | 169        |

|   |   |     |
|---|---|-----|
| 5.2   | Умовне розбиття зони шва на ділянки. Визначення характерних розмірів ламаних перерізів на різних ділянках.....  | 171 |
| 5.3   | Особливості умов рівноваги при розтягу та згинанні за взаємного впливу. Визначення напружень розтягу та згину.....  | 191 |
| 5.4   | Розрахунки напружень у випадку реалізації взаємного впливу. Визначення положення небезпечного перерізу та коефіцієнта концентрації напружень.....                         | 199 |
| 5.5   | Аналіз характерних випадків реалізації взаємного впливу за рахунок зміщення осей симетрії протилежних частин шва.....   | 202 |
|   | Висновки за розділом 5.....   | 215 |
| РОЗДІЛ 6. ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РОЗРАХУНКОВА МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ГРАНИЦІ ОБМЕЖЕНОЇ ВИТРИВАЛОСТІ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ З УРАХУВАННЯМ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗОНАХ КОНЦЕНТРАТОРІВ..... |   | 218 |
| 6.1   | Експериментальне встановлення закономірностей розподілу залишкових зварювальних напружень в пластинах з алюмінієвого сплаву AA2219 зі стиковим швом, виконаним АДЗНЕ..... | 219 |
| 6.2   | Розрахунки теоретичних коефіцієнтів концентрації напружень у випробувальних зразках та визначення залишкових напружень у небезпечних точках.....                          | 229 |
| 6.3   | Визначення характеристик циклу навантаження окремих зразків з урахуванням залишкових напружень та пластичних деформацій в зонах концентрації.....                         | 235 |
| 6.4   | Побудова розрахункової кривої втоми для зразків стикових з'єднань сплаву AA2219 за базовою кривою.....  | 246 |
|   | Висновки за розділом 6.....   | 257 |
|   | ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ .....   | 260 |
|   | ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ.....   | 264 |
|   | ДОДАТОК А. Акт впровадження результатів дисертаційної роботи у  |     |

|  |     |
|--|-----|
| промисловість.....   | 291 |
| ДОДАТОК Б. Акт впровадження результатів дисертаційної роботи в<br>навчальний процес..... | 292 |

## ПЕРЕЛІК СКОРОЧЕНЬ ТА УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

ККН – коефіцієнт концентрації напружень

МСЕ – метод скінчених елементів

Метод ESED – метод еквівалентної густини енергії деформації (equivalent strain energy density)

ОМ – основний метал

ЗТВ – зона термічного впливу

МШ – метал шва

МІЗ – Міжнародний інститут зварювання

АДЗПЕ – аргон-дугове зварювання плавким електродом (MIG)

АДЗНЕ – аргон-дугове зварювання неплавким електродом (TIG)

ІДЗПЕ – імпульсно-дугове зварювання плавким електродом (MIG Pulse)

ЗЗН – залишкові зварювальні напруження

## ВСТУП

**Актуальність теми.** Міцність деталей та елементів конструкцій за наявності зварних швів в значній мірі залежить від конструктивного оформлення їх з'єднань та вузлів, різка зміна геометричної форми в їх околі обумовлює появу додаткових місцевих напружень або їх концентрацію. Величина цих напружень залежить від конструктивної форми спряження окремих елементів, тому вони по-різному можуть впливати на міцність зварних конструкцій.

При статичних навантаженнях ефект концентрації є незначним, оскільки руйнування відбувається під дією напружень, що перевищують границю текучості матеріалу деталі, і йому передують значні пластичні деформації, внаслідок яких нерівномірність розподілу напружень зменшується як по контуру, так і по перерізу деталі.

Однак значна кількість деталей машин та елементів конструкцій загального та спеціального призначення в процесі експлуатації сприймають велику кількість змін тимчасових навантажень, наприклад, рухомих вантажів, транспорту, хвиль, вітру тощо. Змінні навантаження, що виникають при цьому, можуть викликати втомне руйнування цих конструктивних елементів.

Втомне руйнування відрізняється від статичного тим, що воно може бути наслідком прикладення невисоких напружень, іноді значно менших за границю текучості (багатоциклова втома), тому зазвичай воно відбувається без помітної попередньої макропластичної деформації. Таким чином, ефект вирівнювання напружень після досягнення границі текучості відсутній, тому циклічні навантаження чутливі до концентрації напружень, а різного роду виточки, галтелі, отвори, надрізи, переходи зварних швів до основного металу тощо являються потенціальними місцями передчасного зародження втомних тріщин.

Втома зварних з'єднань є багатостадійним процесом, що розпочинається з поступового накопичення незворотних втомних пошкоджень в матеріалі, які

викликають появу мікротріщин, деякі з яких при своєму подальшому розвитку утворюють макротріщину.

Оскільки на стадії зародження і розвитку втомної тріщини пластичні деформації відбуваються в малих об'ємах металу, це часто призводить до раптової заключної фази руйнування, яке за своєю небезпечністю можна порівняти лише з миттєвим крихким руйнуванням.

Досвід показує, що з концентрацією напружень необхідно рахуватися не тільки при дії вібраційного навантаження, а й статичного навантаження та удару, що свідчить про те велике значення, яке має оцінка напруженого стану на міцність конструкції. Все це дозволяє зробити висновок про те, що стосовно зварних конструкцій одним з основних питань вдосконалення їх розрахунку являється розробка методів визначення в них місцевих напружень.

Недооцінка безпеки можливого прояву концентрації напружень в деяких випадках може призвести до зниження міцності зварних конструкцій, але, з іншого боку, переоцінка її значення та висунення надмірних вимог щодо конструктивного оформлення окремих з'єднань і вузлів може істотно ускладнити процес їх виготовлення. Тому при проектуванні зварних конструкцій повинні закладатися параметри, що виключають їх передчасне руйнування. Щоб задовольнити таким вимогам без збільшення матеріалоемності конструкцій і додаткової обробки деталей необхідне максимально точне прогнозування циклічної довговічності, яке неможливе без визначення локального напруженого стану в місцях геометричної неоднорідності зварних з'єднань.

Найбільш вживані та рекомендовані у світовій практиці методи розрахунку втомної міцності зварних вузлів мостів, кранів, залізничних вагонів, кораблів тощо, такі як метод номінального напруження та метод структурного напруження у гарячій точці, в деякій мірі враховують геометрію зварного з'єднання, відносячи розрахункове напруження до певної категорії класифікованих конструктивних вузлів, але вони не передбачають визначення локальних напружень в зонах переходу від шва до основного металу, які,

власне, і спричинюють зародження втомної тріщини. Натомість у таких галузях промисловості, як автомобілебудування та авіабудування, які прагнуть до максимального зниження металоемності та ваги конструкції, перевага надається локальним підходам.

Серед локальних методів найбільш широкого використання набув метод напруження в ефективному концентраторі, який базується на припущенні про те, що зниження напруження в концентраторі за рахунок його усереднення по визначеній глибині може бути досягнуто за рахунок фіктивного збільшення радіуса кривизни концентратора. Експериментально встановлено, що для зварних з'єднань пластин товщиною понад 5 мм зі сталей та алюмінієвих сплавів спільний універсальний радіус ефективного концентратора складає 1 мм. Однак використання такого еталонного радіуса у тонколистових зварних з'єднаннях може призвести до суттєвого зменшення поперечного перерізу, що вплине на розподіл напружень і, як наслідок, на остаточний результат. Тому при розрахунку тонколистових зварних з'єднань зі сталей та алюмінієвих сплавів було запропоновано підхід з використанням еталонного радіуса 0,05 мм. Але на сьогоднішній день такий підхід пройшов перевірку тільки для з'єднань внапустку, виконаних контактним точковим або лазерним зварюванням.

Крім того, створення детальної 2-х або 3-х вимірної моделі вузла, близької до реального з'єднання, з урахуванням моделювання форми зварного шва з таким малим еталонним радіусом переходу до основного металу в будь-якій CAD-системі може потребувати великих зусиль. Розбивка розробленої моделі на скінчені елементи із заданими локальними розмірами сітки завжди займає багато часу. Крім того, значну кількість машинного часу потребує і розрахунок комп'ютером скінчено-елементної моделі зі щільною локальною сіткою. Тому для того щоб скоротити об'єм обчислень та не вдаватися до багатоетапного чисельного аналізу із застосуванням субмоделювання або суперелементів при розрахунку зварного з'єднання доцільно використовувати

математичні формули для визначення теоретичного коефіцієнта концентрації напружень (ККН) у локальних зонах.

Задачі щодо визначення напруженого стану та максимального напруження в околі виступів, які в тому чи іншому наближенні описують шов стикового зварного з'єднання, були вирішені різними методами вітчизняними та закордонними вченими. Зокрема Ю.О. Шиманський та Д.І. Навроцький запропонували умовно розділяти зварне з'єднання на частини таких форм, для яких існують аналітичні розв'язки, відомі з теорії пружності, а у місцях розділення прикладати відповідні напруження; Б.М. Березовський та В.А. Кархін знайшли розв'язок задачі методом конформного відображення з використанням функцій, які перетворюють півплощину з виступом на одиничне коло та півплощину з прямолінійною границею відповідно; Н. Neuber знайшов функцію напружень в ортогональних криволінійних координатах, причому одна з координатних ліній має викривлення у формі виступу.

Для відтворення точних форм стикового зварного з'єднання та визначення полів напружень у ньому використовуються натурні та чисельні експерименти. Натурні експерименти проводяться на прозорих моделях зварного з'єднання з оптично активного матеріалу поляризаційно-оптичним методом, який отримав значний розвиток у роботах Б.С. Касаткіна, Л.М. Лобанова, П.П. Міхеєва та В.І. Труфякова. Чисельні експерименти здійснюються за допомогою методу скінчених елементів (МСЕ), застосування якого для оцінки концентрації напружень у зварних з'єднаннях було розвинуто в роботах В.І. Махненка, Ю.І. Рибіна та А.Ф. Хоббахера. Шляхом статистичної обробки результатів таких експериментів була отримана велика кількість емпіричних формул для визначення ККН, серед яких для стикових з'єднань найбільшого розповсюдження набули формули Стаканова-Костишева-Рибіна, Березовського-Бакші, Кархіна-Копельмана, Sunamoto та Ushirokawa-Nakayama. Також тут можна згадати параметричні формули Кіуак, які хоча й дають досить високу точність у деякому діапазоні параметрів, однак викликають деякі сумніви, оскільки для випадків розтягування та згинання з'єднань з

одностороннім та двостороннім симетричним швом мають абсолютно однакову структуру і відрізняються лише коефіцієнтами. Крім того, ККН у плоскому стрижні з виступом, наближеним за формою до зварного шва, можна визначити за графіками, представленими в роботі R.E. Peterson.

В той же час всі наявні методи, формули та графіки, так чи інакше, стосуються односторонніх виступів або виступів, симетричних відносно лінії прикладення навантаження, які деякі автори рекомендують використовувати для розрахунку напружень на кореневій стороні стикового зварного з'єднання з асиметричним швом. Однак при цьому не враховують збільшення поперечного перерізу за рахунок підсилення на лицьовій стороні з'єднання та напруження згину, що виникають внаслідок ексцентриситету прикладання осьового навантаження на ділянці зі швом, які у випадку тонколистових з'єднань чинять суттєвий вплив на розподіл напружень в околі кореня шва. Тому знаходження ефективних рішень щодо визначення напружень в тонколистових стикових зварних з'єднаннях з асиметричним швом з урахуванням зазначених вище факторів на сьогоднішній день є актуальною задачею в області міцності, надійності та довговічності зварних конструкцій.

### **Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами.**

Дисертаційна робота була виконана у відділі міцності зварних конструкцій ІЕЗ ім. Є.О. Патона за темами відомчого замовлення НАН України «Встановити закономірності зародження і розвитку втомного руйнування зварних з'єднань термічно зміцнених алюмінієвих сплавів та розробити методологію оцінки і продовження ресурсу конструкцій залізничних транспортних засобів з тривалою наробкою» (№ ДР 0110U002738, 2010-2012 рр.), «Встановити закономірності опору руйнуванню при статичному та циклічному навантаженнях зварних з'єднань сучасних високоміцних алюмінієвих сплавів, отриманих за удосконаленими технологіями зварювання у твердій фазі» (№ ДР 0113U000351, 2013-2015 рр.), «Дослідження закономірностей опору втомі та ефективності підвищення циклічної довговічності технологічними обробками зварних з'єднань товстолистого

прокату алюмінієвих сплавів системи легування Al-Zn-Mg, отриманих електронно-променевим зварюванням» (№ ДР 0115U006673, 2016-2018 рр.), «Дослідження впливу нерегулярного циклічного навантаження на опір втомі тонколистових зварних з'єднань термічно зміцнених алюміній-літійєвих сплавів» (№ ДР 0118U100071, 2018-2019 рр.), «Дослідження впливу розподілу амплітуди напруження випадкового процесу навантаження на опір втомі зварних з'єднань алюмінієвих сплавів отриманих за удосконаленими технологіями зварювання» (№ ДР 0118U100508, 2019-2021 рр.), «Дослідження впливу спектру вузькосмугового випадкового навантаження на опір втомі зварних з'єднань високоміцного алюмінієвого сплаву системи легування Al-Zn-Mg-Cu» (№ ДР 0120U100535, 2020-2021 рр.) та «Дослідження способів підвищення опору корозійній втомі зварних з'єднань конструкційних сталей з границею текучості понад 350 МПа з заданим рівнем накопичених втомних пошкоджень» (№ ДР 0122U001893, 2022-2024 рр.), безпосереднім виконавцем яких був автор, а також в рамках проєкту Державного фонду фундаментальних досліджень на гранти Президента України для підтримки наукових досліджень молодих учених в 2018 році «Дослідження напруженого стану в зонах концентрації напружень стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням» (№ ДР 0118U100071, 2018 р.) та науково-дослідної роботи молодих учених НАН України в 2023-2024 рр. «Дослідження впливу залишкових напружень в зонах концентраторів на опір втомі стикових з'єднань алюмінієвого сплаву AA2219, отриманих АДЗНЕ» ((№ ДР 0123U103011, 2023-2024 рр.), які здійснювались під науковим керівництвом автора.

**Мета і завдання досліджень.** Метою роботи є одержання функціональних залежностей для розрахунку напружень в зонах концентрації тонколистових стикових зварних з'єднань, виконаних зварюванням плавленням, з урахуванням конструктивного ексцентриситету прикладення осьового навантаження на ділянці зі швом та інших ефектів, пов'язаних із розмірами та взаємним положенням лицьового підсилення та кореня шва.

Для досягнення поставленої мети необхідно вирішити такі завдання:

1. Модифікувати гіпотезу ламаних перерізів з метою забезпечення виконання умов однозначності напружень та розповсюдити її на випадки визначення напружень в зонах переходу від металу шва до основного металу стикових зварних з'єднань.

2. Встановити області достовірності формул, побудованих на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів, для визначення коефіцієнтів концентрації напружень при розтягуванні та згинанні стикових зварних з'єднань.

3. Отримати функціональні залежності для визначення напружень в зонах концентрації та на зворотній стороні стикових зварних з'єднань без кореня шва, який враховує зміщення центрів інерції перерізів, що знаходяться на ділянці зі швом, відносно лінії дії осьового навантаження.

4. Описати розподіл напружень в зонах переходу від кореня шва до основного металу стикового зварного з'єднання та отримати математичні формули для визначення коефіцієнтів концентрації напружень на лініях сплавлення кореня шва з основним металом.

5. Оцінити вплив взаємного зміщення осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва на величину та характер розподілу напружень на кореневій стороні стикового зварного з'єднання.

6. Дослідити особливості розподілу напружень у випадку взаємного впливу концентраторів на лицьовій та кореневій сторонах стикового зварного з'єднання.

7. Удосконалити метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED) для визначення максимальних напружень в зонах концентрації за межами пружності та розповсюдити його на випадок наявності залишкових напружень в цих зонах.

8. Розробити розрахунково-експериментальну методику визначення характеристик опору втомі стикових зварних з'єднань з урахуванням залишкових зварювальних напружень в зонах концентрації.

**Об'єктом досліджень** є напруження в зонах переходу від металу шва до основного металу тонколистових стикових зварних з'єднань зі сталей та алюмінієвих сплавів.

**Предметом досліджень** є закономірності розподілу напружень, викликаних прикладенням зовнішнього навантаження до тонколистових зварних з'єднань, в залежності від розмірів та конфігурації стикового шва.

**Методи досліджень.** Для визначення напружень в зонах концентрації використовувались інженерні методи, які базуються на модифікованій гіпотезі ламаних перерізів; для валідації теоретичних результатів дослідження напруженого стану застосовували чисельний метод скінчених елементів (МСЕ); розподіл залишкових зварювальних напружень визначався методом електронної спекл-інтерферометрії; для визначення максимальних напружень за наявності залишкових зварювальних напружень та локальних пластичних деформацій у концентраторі використовувався удосконалений графо-аналітичний метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED); характеристики статичної і втомної міцності зразків стикових зварних з'єднань визначали експериментальними методами на сучасних сертифікованих випробувальних комплексах MTS 318.25 та nanoBISS у відповідності з міжнародними стандартами.

**Наукова новизна отриманих результатів** відображена в наступних положеннях:

– удосконалено гіпотезу ламаних перерізів в частині взаємного переміщення перерізів в процесі деформації розтягування та згинання, що дозволило забезпечити умови однозначності напружень у точках зламу перерізів;

– на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані розрахункові формули для визначення напружень у стикових з'єднаннях, виконаних двостороннім зварюванням, які дають достовірні результати при розрахунку тонколистових з'єднань;

– вперше отримані функціональні залежності для розрахунку напружень в околі кореня шва стикового зварного з'єднання з асиметричним швом та запропоновано математичні формули для визначення коефіцієнта концентрації напружень на лінії його сплавлення з основним металом;

– у відповідності з модифікованою гіпотезою ламаних перерізів виявлено та досліджено взаємний вплив концентраторів напружень на протилежних сторонах тонколистового стикового зварного з'єднання на розподіл напружень;

– удосконалено метод еквівалентної густини енергії деформації в частині визначення питомої енергії пружної деформації, що дозволило враховувати залишкові напруження при визначенні максимальних напружень в зонах концентрації за межами пружності;

– надано наукове обґрунтування стосовно розрахунково-експериментального визначення границі обмеженої витривалості стикових з'єднань із залишковими зварювальними напруженнями в місцях розташування концентраторів.

**Обґрунтованість та достовірність** результатів роботи забезпечується використанням експериментально підтвердженої гіпотези та високою збіжністю значень теоретичних коефіцієнтів концентрації напружень, розрахованих за запропонованими в дисертації формулами, з експериментальними результатами та чисельними розрахунками.

**Практичне значення отриманих результатів** полягає в отриманні функціональних залежностей для визначення напружень та математичних формул для розрахунку коефіцієнтів їх концентрації, які дозволяють проводити аналіз напружень у вузлах конструкцій в околі стикових зварних швів різної конфігурації. Запропоновані інженерні оцінки дають змогу без допомоги комерційних пакетів прикладних програм, які реалізують метод скінчених елементів, з високою вірогідністю правильно визначити ймовірне місце зародження втомної тріщини та вжити попереджувальних заходів, що призведе до значної економії машинного часу та коштів при розрахунку конструкцій з великою кількістю стикових зварних швів.

Отримані функціональні залежності були покладені в основу розрахунків напружень в зонах концентрації, викликаної різкою зміною геометричної форми конструктивних елементів, при конструюванні та оцінці статичної міцності зварних вузлів обладнання теплових електростанцій. Використання розрахунків дозволило раціонально підібрати конструктивні форми зварних виробів, які відповідають вимогам щодо міцності та надійності, та впровадити їх на Ладизинській ТЕС ПАТ «ДТЕК Західенерго» замість імпортних аналогів.

**Особистий внесок здобувача.** Постановка задач та вибір підходів для їх вирішення, обґрунтування основних положень та припущень при розрахунках, аналіз отриманих результатів та виявлення закономірностей виконані автором самостійно. Роботи [6, 7, 9] виконано без співавторів. В роботах, опублікованих у співавторстві, здобувачеві належить наступне: розробка інженерних підходів щодо визначення напружень в зонах концентрації зварних з'єднань та елементів конструкцій, теоретичні розрахунки напружень у зварних з'єднаннях та конструкціях заданої форми та розмірів [1, 2, 5, 11–15, 17, 19–23]; аналіз існуючих методів та підходів до визначення напружень в зонах концентрації стикових зварних з'єднань різної конфігурації [3, 4, 8]; проведення регресійного аналізу та побудова емпіричних залежностей радіуса дуги переходу від шва до основного металу від відношення висоти до ширини лицьового підсилення та кореня шва [10]; розрахунки ККН у зразках стикових зварних з'єднаннях до та після корозійного розчинення поверхневого шару металу [16]; теоретичне обґрунтування нових математичних формул для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, які враховують початкову кутову деформацію стикового зварного з'єднання [18, 24]; обґрунтування математичних формул для визначення максимального напруження в концентраторі за наявності залишкових напружень та локальних пластичних деформацій [25].

**Апробація результатів дисертації.** Основні положення і результати роботи доповідались і обговорювались на міжнародних конференціях: 9-th International Conference of Young Scientists on Welding and Related Technologies,

23-26 May 2017, Kyiv, Ukraine; «Зварювання та споріднені технології – сьогодні і майбутнє», 5-6 грудня 2018 р., м. Київ, Україна; «Актуальні проблеми механіки - 2023», 14-16 листопада 2023 р., м. Київ, м. Дніпро, м. Львів, м. Харків, Україна; «Welding and Related Technologies», 7-10 October 2024, Yaremche, Ukraine, на Всеукраїнській конференції з міжнародною участю «Проблеми зварювання та споріднених технологій», 17-19 вересня 2019 р., м. Миколаїв, Україна та на наукових конференціях «Зварювання та технічна діагностика для відновлення економіки України», 17 листопада 2022 р., м. Київ, Україна; «Зварювання та споріднені технології для відновлення України», 27 листопада 2025 р., м. Київ, Україна. Робота в цілому доповідалась на семінарі за напрямком «Механіка руйнування та втома» Інституту механіки ім. С.П. Тимошенка (голова семінару чл.-кор. НАНУ Селіванов М.Ф., вчений секретар семінару к.т.н. Павлюк Я.В.) та на загальноінститутському семінарі Інституту механіки ім. С.П. Тимошенка (голова семінару чл.-кор. НАНУ Селіванов М.Ф., вчений секретар семінару д.т.н. Скосаренко Ю.В.).

**Публікації.** За темою дисертації опубліковано 25 друкованих праць, серед яких: 7 статей у наукових виданнях, включених на дату опублікування до переліку наукових фахових видань України; 3 статті у наукових періодичних виданнях інших держав; 8 статей у періодичних наукових виданнях, проіндексованих у базах даних Web of Science Core Collection та Scopus, з них 6 віднесені до третього квартиля (Q3) та 2 – до четвертого квартиля (Q4). Результати дисертації апробовані на 7 наукових фахових конференціях.

**Обсяг і структура дисертації.** Дисертація складається зі вступу, шести розділів, загальних висновків, переліку посилань та додатків. Загальний обсяг дисертації складає 292 сторінки машинописного тексту, в тому числі 92 рисунки, 22 таблиці, 2 додатки на 2 сторінках та перелік посилань з 250 найменувань на 26 сторінках.

## РОЗДІЛ 1

### КОНЦЕНТРАЦІЯ НАПРУЖЕНЬ У СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ

Проблема підвищення міцності, якості та економічності зварних конструкцій повинна вирішуватися не лише шляхом використання високоміцних матеріалів та впровадження прогресивних способів та технологій зварювання, а й шляхом розробки нових вдосконалених методів розрахунку на міцність, надійність та довговічність зварних з'єднань [1]. Особливо це стосується втомної міцності зварних вузлів, оскільки використання високоміцних сталей не призводить до суттєвого підвищення опору втомі зварних з'єднань, так як граничні розмахи напружень з'єднань у вихідному стані після зварювання для високоміцних та низьковуглецевих сталей практично не відрізняються між собою. У таких випадках вдаються до додаткової обробки з'єднань. Більшість зміцнюючих обробок, які застосовуються в машинобудуванні для підвищення опору втомі зварних з'єднань, засновані на зменшенні концентрації напружень в місцях переходу від шва до основного металу, де частіше за все й зароджуються втомні тріщини [2].

У стикових з'єднаннях з обробленими гладкими поверхнями швів напруження від осьового навантаження розподіляються по поперечному перерізу з'єднаних елементів рівномірно [3]. Тому найбільш ефективним є спосіб, який передбачає повне механічне зняття опуклостей стикового шва механічною обробкою до рівня основного металу (ОМ) з подальшим шліфуванням поверхні з'єднання. При його якісному виконанні та відсутності дефектів у шві можна досягти підвищення опору втомі з'єднання до рівня циклічної міцності основного металу. Однак цей спосіб являється вельми вартісним [4], а за трудомісткістю механічна зачистка швів переважає збірку та зварювання, разом узяті [5].

При проектуванні зварних конструкцій дуже важливо попередити їх передчасне втомне руйнування, дотримуючись при цьому універсальних вимог

економічності. Точна оцінка втомної довговічності зварних вузлів на ранній стадії проектування являється ключем в досягненні цих суперечливих вимог [6]. Тому одним з найбільш ефективних шляхів підвищення економічності зварних конструкцій є побудова нових прогресивних оцінок міцності зварних з'єднань, зокрема, в частині забезпечення їх опору втомі.

### **1.1 Вплив концентрації напружень на міцність, надійність та довговічність зварних з'єднань**

Концентрація напружень в зонах переходу від шва до ОМ являється одним з основних факторів, які визначають опір втомі зварних з'єднань. Окрім концентрації напружень, зумовленою формою з'єднання, зварювання викликає зміну механічних характеристик металу в зоні термічного впливу (ЗТВ) та породжує високі залишкові напруження [7]. При цьому для оцінки ролі двох останніх ефектів, зумовлених термічним циклом зварювання, необхідно знати розподіл напружень від прикладеного зовнішнього навантаження та ступінь їх концентрації у різних зонах з'єднання.

При пружному деформуванні кількісною мірою концентрації напружень служить теоретичний коефіцієнт концентрації напружень (ККН), який не залежить від властивостей матеріалу, а при заданому виді деформації на його величину впливають лише геометричні параметри концентратора напружень, такі як його форма, гострота та відносні розміри [8].

Границі витривалості повнорозмірних зварних зразків, як показали дослідження [9], помітно нижче їх значень, отриманих на зразках основного металу з концентраторами напружень, які забезпечують аналогічний діапазон зміни ККН. Отже, вплив концентрації напружень проявляється у поєднанні з іншими факторами, що визначають довговічність зварних з'єднань.

При використанні електродних матеріалів з більш низькими механічними характеристиками, ніж у зварюваного металу, а також в результаті дифузійних процесів при зварюванні на прилеглих до шва ділянках ЗТВ звичайно

спостерігається зниження твердості та механічних властивостей, пов'язане із розміцненням металу, що попередньо пройшов термообробку [10]. В таких м'яких прошарках проявляється ефект контактної зміцнення оточуючим металом з більш високими механічними властивостями [11].

Дослідження [12, 13] показали, що при циклічному навантаженні ефект контактної зміцнення помітно знижується зі збільшенням рівня концентрації напружень. Таким чином, оцінити вплив неоднорідності механічних властивостей в ЗТВ неможливо, не знаючи розподіл напружень в околі шва.

В процесі зварювання метал шва (МШ) та прилеглі до нього ділянки ЗТВ нагріваються до високої температури і розширюються. Вільному розширенню перешкоджає холодний метал, що оточує зону зварювання. Завдяки пластичності нагрітий метал набуває нової форми. Охолоджуючись, метал знову стає пружним та намагається вкоротитися, але оточуючий його холодний метал перешкоджає цьому. Внаслідок нерівномірного охолодження шва та основного металу в зоні зварювання за наявності зв'язків, що перешкоджають вільній деформації при вистиганні, виникають залишкові зварювальні напруження [14–17].

Максимальних значень в області розтягу залишкові напруження сягають в зоні шва і врівноважуються напруженнями стиску на деякому віддаленні від нього [18–20].

На опір втомі чинять вплив поверхневі залишкові напруження в зоні геометричного концентратора напружень, характер розподілу яких визначається повздовжньою та поперечною відносно шва складовими [21]. Експериментально встановлено [22, 23], що в поєднанні з геометричним концентратором напружень найбільше пошкодження викликають залишкові напруження того напрямку, який співпадає з напрямком дії напружень від зовнішнього навантаження. Причому довговічність навантажених поперек шва необроблених стикових з'єднань помітно знижується при збільшенні рівня поперечних по відношенню до шва залишкових напружень розтягу [24].

В зонах концентрації напружень зварного з'єднання при змінному навантаженні відбувається складна взаємодія поля робочих напружень із залишковими зварювальними напруженнями, яка призводить навіть при невеликих зовнішніх навантаженнях до локальних пластичних деформацій, внаслідок яких вихідне поле залишкових напружень змінюється [25].

Дослідження [26, 27] показали, що в інтервалі номінальних напружень, які відповідають багатоцикловій області навантаження, зміна залишкових напружень відбувається головним чином при першому циклі навантаження. Подальші цикли викликають значно менші зміни, і рівень залишкових напружень можна вважати практично усталеним. Цей рівень залежить не тільки від величини та характеру розподілу вихідних залишкових напружень, а й від амплітуди напружень та асиметрії циклу зовнішнього навантаження, а також концентрації напружень в зонах переходу від шва до ОМ [28].

Для отримання найбільш повного уявлення про зв'язок усталених залишкових напружень та гостроти концентратора використовують просторові діаграми, на одній з осей якої також відкладаються номінальні напруження [29].

В загальному випадку вплив концентрації напружень на величину усталених залишкових напружень враховується доволі складними методами розрахунку [30]. Однак, якщо наближено припустити, що під дією зовнішніх сил зміна залишкових напружень в зоні концентрації пропорційна ККН, то для ідеально пружно-пластичного матеріалу [31] усталені залишкові напруження  $\sigma_{res}^s$  в зоні концентрації при пульсуючому розтягу можна розрахувати за формулою [32]

$$\sigma_{res}^s = \sigma_T - 2\alpha_\sigma \cdot \sigma_a, \quad (1.1)$$

де  $\sigma_T$  – границя текучості матеріалу з'єднання;  $\alpha_\sigma$  – теоретичний ККН;  $\sigma_a$  – амплітуда циклу напружень.

Враховуючи, що амплітуда напружень циклу визначається як [33]

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{\max} - \sigma_{\min}}{2},$$

де  $\sigma_{\max}$  та  $\sigma_{\min}$  – відповідно максимальне та мінімальне напруження циклу, і те, що при пульсуючому розтягу  $\sigma_{\min} = 0$ , формулу (1.1) можна переписати в загальному вигляді для будь-якої асиметрії циклу напружень

$$\sigma_{res}^s = \sigma_T - \alpha_\sigma \cdot \sigma_{\max} . \quad (1.2)$$

З аналізу формули (1.2) стає очевидним, що величину усталених залишкових напружень в зонах концентрації не можна розрахувати, попередньо не визначивши теоретичний ККН.

Зазвичай для зняття залишкових напружень та деформацій зварні з'єднання піддають відпуску [34], однак концентрація напружень може стати причиною утворення тріщин в процесі термічної обробки [35].

Слід пам'ятати, що концентрація напружень чинить суттєвий вплив на міцність конструкції не тільки при дії змінних навантажень, а й у випадках, коли можливе її крихке руйнування. Тому у випадку крихких матеріалів розрахунок на статичну міцність ведеться за найбільшим місцевим напруженням, а умова міцності записується у вигляді [36]

$$\alpha_\sigma \cdot \sigma_{nom} \leq [\sigma],$$

де  $\sigma_{nom}$  – номінальне напруження, яке діє в перерізі на достатньому віддаленні від концентратора;  $[\sigma]$  – допустиме напруження.

При роботі зварних з'єднань в умовах низьких температур перехід металу в крихкий стан залежить не тільки від температури експлуатації, а й від інших факторів, особливо від концентрації напружень [37], яка для конструкцій криогенної техніки являється одним з головних факторів, що визначають їх міцність та ресурс [38].

Крім зниження температур експлуатації крихкість зони з'єднання може бути викликана іншими чинниками, наприклад, структурним перетворенням в термічно зміцнених алюмінієвих сплавах під дією термічного циклу зварювання плавленням [39]. Так результати випробувань зразків стикових зварних з'єднань високоміцних алюмінієвих сплавів Д16Т1, 1460Т1 [40] та 2219Т8 [41] на осьовий статичний розтяг, показали, що руйнування

відбувається в зоні сплавлення МШ з ОМ, де має місце максимальний рівень концентрації напружень. Інші дослідження [42, 43] також показали, що геометричні розміри та форма шва, які визначають гостроту концентратора та характер розподілу місцевих напружень, відіграють помітну роль у механічних властивостях з'єднань, виконаних зварюванням плавленням.

## 1.2 Шляхи урахування концентрації напружень в існуючих підходах щодо визначення характеристик опору втомі зварних з'єднань

Правила розрахунку на втому зварних конструкцій [44], які застосовуються у світовій практиці, є достатньо узгодженими. Вони включають ряд  $S-N$  кривих втоми, отриманих в результаті випробувань на витривалість реальних зварних елементів та виражених у розмахах номінальних напружень  $S$  незалежно від коефіцієнта асиметрії циклу прикладення навантаження  $R_\sigma$ . В рекомендаціях Міжнародного інституту зварювання (МІЗ) ці криві представлені у формі [45]

$$S^m \cdot N = A, \quad (1.3)$$

де  $N$  – кількість циклів до руйнування при розмаху напружень  $S$ ;  $A$  – константа;  $m$  – показник нахилу кривої втоми в подвійній логарифмічній системі координат. Кожна з таких кривих втоми називається FAT  $x$ , де  $x$  – значення розмаху напружень в МПа для базової довговічності  $N = 2 \cdot 10^6$  циклів.

Підхід оцінки втомної міцності та ресурсу зварних з'єднань за номінальними напруженнями, який в принципі являється глобальною концепцією, застосовується так само, як і для незварних деталей, із деякими змінами основних вхідних параметрів. На відміну від незварних деталей, для яких базова  $S-N$  крива вибирається в залежності від матеріалу, геометрії та параметрів поверхні, для зварних з'єднань крім матеріалу визначальними є тип концентратора (по суті, тип з'єднання) та клас якості зварного шва [46].

Методи розрахунку на міцність називаються «глобальними підходами», якщо вони виходять безпосередньо із зовнішніх сил та моментів або з

номінальних напружень в небезпечному перерізі, отриманих за припущення лінійного розподілу напружень. До «локальних підходів» відносяться методи, які базуються на місцевих параметрах напруження або деформації [47].

Недолік правил розрахунку характеристик опору втомі за номінальними напруженнями полягає в тому, що вони відстають від обчислювальних розробок та методів чисельного аналізу. Це пов'язано з тим, що основний метод розрахунку, реалізований в цих правилах, фактично був розроблений понад 50 років тому, тому те, що вони базуються на використанні номінальних напружень, повною мірою обґрунтовано [48].

Крім того, метод номінального напруження має й інші суттєві обмеження, найбільш важливе з яких полягає в тому, що практично відсутня можливість для врахування відмінностей між досліджуваним зварним з'єднанням в реальній конструкції і тими зразками, які піддавалися випробуванням під час побудови відповідної  $S-N$  кривої [49]. Тому при використанні методу номінального напруження найбільша проблема полягає в тому, як вибрати з  $S-N$  кривих ту, яка може бути репрезентативною для характеристик опору втомі конкретного з'єднання в конструкції, так як реалізація адекватних схем навантажень, які діють на зварні вузли в реальній конструкції, під час випробувань на втому ускладнена, якщо взагалі можлива [50].

На практиці зазначені проблеми було запропоновано вирішувати за допомогою методу «напруження у гарячій точці» [51], який полягає у визначенні структурного або ж конструктивного напруження на кромці зварного шва.

Конструктивними можна назвати такі напруження, які у випадку із зварними вузлами не залежать від радіуса переходу від МШ до ОМ, а визначаються тільки співвідношеннями загальних розмірів вузла. Дані напруження, включають ефекти макроконцентрації напружень (від загальної геометрії і форми вузла) і виключають приріст напружень, обумовлений наявністю зварного шва. Згідно роботи [52], передбачається, що вплив наявності зварного шва на втомну міцність зварного вузла за даним методом

вже врахований у  $S-N$  кривих для стикового зварного з'єднання, які використовуються для розрахунку циклічної міцності у методі номінального напруження.

Конструктивна складова напружень, зумовлена загальною геометрією з'єднання, визначається за допомогою комп'ютерної моделі досліджуваного зварного вузла, що не включає шов, шляхом екстраполяції напружень, розрахованих в контрольних точках на деякій відстані від шва. Зазвичай використовують лінійну екстраполяцію, при якій використовують дві контрольні точки, а напруження в гарячій точці  $\sigma_{HS}$  визначається за формулою [53, 54]

$$\sigma_{HS} = 1,67\sigma_{(0,4\delta)} - 0,67\sigma_{(1,0\delta)},$$

де  $\sigma_{(0,4\delta)}$  та  $\sigma_{(1,0\delta)}$  – напруження в контрольних точках, які знаходяться відповідно на відстані  $0,4\delta$  та  $1,0\delta$  від лінії сплавлення.

В деяких випадках, коли навантажена пластина опирається на відносно жорстку пружну основу, наприклад, на полку балки безпосередньо над пластиною стінки, напруження в околі кромки зварного шва змінюється за нелінійним законом. В таких випадках лінійна екстраполяція занижує фактичне структурне напруження в гарячій точці і перевага надається квадратичній екстраполяції з визначенням напружень у трьох контрольних точках за формулою [55]

$$\sigma_{HS} = 2,52\sigma_{(0,4\delta)} - 2,24\sigma_{(0,9\delta)} + 0,72\sigma_{(1,4\delta)},$$

де  $\sigma_{(0,4\delta)}$ ,  $\sigma_{(0,9\delta)}$  та  $\sigma_{(1,4\delta)}$  – напруження в контрольних точках, які знаходяться відповідно на відстані  $0,4\delta$ ,  $0,9\delta$  та  $1,4\delta$  від лінії сплавлення.

Крім прийому екстраполяції для визначення конструктивних напружень використовується лінеаризація напружень у перерізі по гарячій точці. Вказаний та інші способи розрахунку конструктивних напружень у зварних з'єднаннях були розглянуті в роботі [56].

Зазвичай, концепція конструктивного напруження пропонується для оцінки втомної міцності тонколистових конструкцій. Однак цей підхід має

деякі недоліки, пов'язані із нехтуванням впливом локальних концентраторів на поле напружень [57]. Через це при проектуванні зварних конструкцій використання розрахунків за номінальними або конструктивними напруженнями в деяких випадках призводить до передчасної появи втомних тріщин, тому вони потребують додаткового коригування з урахуванням концентрації напружень в локальних зонах [58]. Оскільки розрахунок довговічності елементів конструкцій з наявними концентраторами напружень доцільно здійснювати за даними про локальний напружений стан вірогідного осередку виникнення втомної тріщини [59].

Напруження в концентраторі можна визначити за допомогою МСЕ [49]. Однак, оскільки градієнт напружень в околі гострих концентраторів дуже високий, напруження розраховані за допомогою МСЕ в таких зонах дуже чутливі до розміру сітки скінчених елементів, що залишає місце для великих похибок [60]. Тому через складнощі з представленням сингулярностей в зоні переходу від шва до ОМ моделювання МСЕ не може напряду дати фактичне значення максимального напруження [61–63].

Для усунення невизначеності при розрахунку локальних напружень в околі зварних швів використовують різноманітні методичні прийоми виключення ділянки сингулярності з розгляду, засновані на гіпотезі мікроструктурної підтримки матеріалу [64–67]. Наприклад, підхід усереднення напружень згідно з [65] припускає, що за зародження втомної тріщини відповідає максимальне напруження, усереднене по невеликому об'єму матеріалу в зоні концентратора, розміри якого характеризуються довжиною мікроструктури  $\rho^*$ .

Для спрощення чисельного аналізу в роботі [65] було запропоновано визначати ККН при змінних навантаженнях або ж ефективний ККН  $K_{\sigma}$  за формулою

$$K_{\sigma} = \frac{\bar{\sigma}_{\max}}{\sigma_{\text{ном}}}, \quad (1.4)$$

де  $\bar{\sigma}_{\max}$  – усереднене максимальне напруження в концентраторі, яке визначається безпосередньо шляхом розгляду концентратора з фіктивно збільшеним радіусом  $\rho_f$ , що дозволяє уникнути процесу усереднення.

Реальна величина ефективного ККН визначається експериментально як відношення границі витривалості гладкого зразка до границі витривалості зразка з концентратором напружень [68].

Фіктивний радіус визначається за формулою [69]

$$\rho_f = \rho + s \cdot \rho^*, \quad (1.5)$$

де  $\rho$  – реальний радіус кривизни концентратора;  $s$  – коефіцієнт жорсткості напруженого стану.

Таким чином, оскільки  $\rho^*$  являється параметром матеріалу, ефективний ККН, на відміну від теоретичного, залежить від матеріалу деталі.

Для визначення параметра мікроструктури досліджуваного матеріалу використовується вираз [70]

$$\rho^* = \frac{\rho}{s} \left[ \frac{(\alpha_\sigma - 1)^2}{(K_\sigma - 1)^2} - 1 \right]. \quad (1.6)$$

З аналізу цього виразу видно, що для визначення довжини мікроструктури необхідно розрахувати теоретичний ККН.

Альтернативним способом, який не передбачає розрахунок теоретичного ККН, є визначення універсального радіуса ефективного концентратора шляхом статистичної обробки експериментальних даних. Так в результаті випробувань на втому 80 серій зразків кутових та таврових зварних з'єднань різних розмірів та конфігурацій, які сумарно налічували понад 1000 зразків, було встановлено, що спільний радіус ефективного концентратора для сталей становить  $\rho_f = 1$  мм [71, 72]. Пізніше можливість застосування такого ж фіктивного радіуса була підтверджена для алюмінієвих сплавів різних серій [73].

Однак такий фіктивний радіус може бути використаний лише для зварних з'єднань пластин товщиною  $\delta \geq 5$  мм, оскільки його застосування в тонколистових з'єднаннях може суттєво зменшити поперечний переріз і

змінити розподіл напружень [74]. Тому цей радіус слід обрати якомога меншим, щоб звести до мінімуму послаблення поперечного перерізу, але він повинен лишатися більшим, ніж локальний розмір зерна [75].

Для тонколистових з'єднань внапустку ( $\delta \leq 3$  мм) зі сталей та алюмінієвих сплавів, виконаних контактним точковим або лазерним зварюванням, було запропоновано підхід з використанням еталонного радіуса  $r_f = 0,05$  мм [76, 77]. Можливість використання такого підходу для тонколистових стикових з'єднань на сьогоднішній день не була підтверджена.

Інша проблема застосування підходу з універсальним радіусом полягає в тому, що радіуси переходу від шва до ОМ у реальних зварних з'єднаннях безпосередньо після зварювання складають від 0,1 до 4,0 мм, а в більшості випадків потрапляють в інтервал від 0,5 до 1,2 мм [78], тобто з достатньою вірогідністю реальний радіус більше 1,0 мм. Розрахункові дані для стикових з'єднань із невеликим по висоті підсиленням не підтвердилися результатами випробувань на втому [79]. Це може бути пов'язано з тим, що зі зменшенням ККН нахил кривої втоми для стикових з'єднань стає більш пологим [80]. При цьому зазвичай вважають, що всі  $S-N$  криві втоми зварних з'єднань мають однаковий показник нахилу  $m = 3$ , оскільки таке припущення дозволяє сумістити класи втоми МІЗ, визначені для методів номінального напруження, напруження в гарячій точці та напруження в ефективному концентраторі [81].

Таким чином, існує необхідність розробки підходу, при якому показники нахилу кривої втоми будуть змінюватись в залежності від ККН, щоб краще враховувати локальні фактори впливу [80].

В розглянутих нормах розрахунку на втому концентрація напружень не розглядається в прямому вигляді. Ідентифікацію зварних з'єднань і вузлів здійснюють за наведеними вище параметрами та факторами, які безпосередньо її не характеризують. Причому зварні з'єднання і вузли об'єднують в групи з однаковими або близькими значеннями характеристик опору втомі, які були визначені на основі раніше проведених втомних випробувань зразків однотипних зварних з'єднань. В такому випадку враховується ефективний

вплив концентрації напружень на опір втомі без її точної кількісної оцінки в зварному з'єднанні.

Повторити однакове виконання зварних з'єднань при виготовленні різноманітних конструкцій на практиці дуже складно, так як їх локальні параметри геометрії в околі кромки шва, які визначають рівень концентрації напружень, не регламентуються жодними стандартами і практично не контролюються [82]. Внаслідок цього значення ККН для одностипних з'єднань мають значний розкид. Досвід експлуатації зварних конструкцій показує, що підходи опосередкованого урахування концентрації напружень не забезпечують достатньої точності в оцінці довговічності зварних з'єднань [83]. Тому розрахункові криві втоми зварних вузлів та елементів конструкцій повинні враховувати реальні значення ККН, усталений рівень залишкових зварювальних напружень та характеристики циклу змінного навантаження, що діють на елемент [84].

Такий підхід для визначення розрахункових кривих втоми зварних з'єднань з низьковуглецевих, низьколегованих та високоміцних сталей з використанням базових діаграм граничних напружень, які містяться у нормативному документі РД 50-694-90 [85]. У відповідності до цієї методики границя витривалості  $\sigma_{R_\sigma}^r$  визначається співвідношеннями [86]

$$\sigma_{R_\sigma}^r = \frac{2 \left( \sigma_B - \frac{\sigma_{res}^s}{\alpha_\sigma} \right)}{(1 - R_\sigma^o) \left( \frac{\sigma_B}{\sigma_{-1}} - 1 \right)} \text{ при } \sigma_{res}^s < \sigma_{res}^l \quad (1.7)$$

та

$$\sigma_{R_\sigma}^r = \frac{2 \left( \sigma_B - \frac{\sigma_T}{\alpha_\sigma} \right)}{(1 - R_\sigma^o) \left( \frac{\sigma_B}{\sigma_{-1}} - 1 \right)} \text{ при } \sigma_{res}^s \geq \sigma_{res}^l, \quad (1.8)$$

де  $\sigma_B$  – границя міцності матеріалу з'єднання;  $\sigma_{-1}$  – границя обмеженої витривалості при симетричному циклі навантажень, визначена з діаграм

граничних напружень для заданої довговічності;  $R_{\sigma}^o$  – експлуатаційний коефіцієнт асиметрії циклу;  $\sigma_{res}^l$  – граничне значення залишкових напружень, яке визначається за формулою

$$\sigma_{R_{\sigma}}^r = \sigma_T - \frac{2\alpha_{\sigma} \left( \sigma_B - \frac{\sigma_T}{\alpha_{\sigma}} \right)}{\left( 1 - R_{\sigma}^o \right) \left( \frac{\sigma_B}{\sigma_{-1}} - 1 \right)}.$$

Для забезпечення консервативної оцінки ресурсу зварної конструкції базова крива втоми має відповідати усередненому значенню ККН, більшому або рівному його експериментально встановленій величині [87].

Отримати дані про величину ККН експериментальним шляхом дозволяє поляризаційно-оптичний метод, значний внесок у розвиток якого зробили такі вчені ІЕЗ ім. Є.О. Патона як Б.С. Касаткін, Л.М. Лобанов [88], П.П. Міхеєв [89], Л.Л. Осауленко [90], В.І. Труфяков [91], а також представники інших вітчизняних та зарубіжних наукових, освітніх і промислових установ [92, 93]. Суть даного методу полягає у визначенні напружень у прозорих моделях зварного з'єднання з оптично активного матеріалу за допомогою поляризаційних установок. Для відтворення реальної конфігурації зварного з'єднання в якості основного рекомендується метод профілометрування [94], а для важкодоступних швів допускається використання методу зліпків.

Розвиток обчислювальної техніки і чисельних методів розв'язування задач теорії пружності, зокрема МСЕ, призвів до того, що традиційні експерименти по визначенню напруженого стану в зонах концентрації на натурних зразках були замінені чисельними експериментами на скінчено-елементних моделях. Однак при малих відносних радіусах переходу від шва до ОМ кількість скінчених елементів, необхідна для отримання достовірних результатів, дуже велика (сторона елемента не більше 10 % від радіуса) [95]. Проводити розрахунки з настільки детальною апроксимацією елементів досить

складно. Такі розрахунки потребують використання потужної обчислювальної техніки і виконуються лише у виняткових випадках [96].

З огляду на значні зусилля по створенню дрібної сітки скінчених елементів, необхідної для уточнення величини максимальних напружень на кромці зварного шва, аналіз МСЕ часто виконується з використанням підмоделі, який полягає у розрахунку напружень та деформацій в загальній моделі з грубою сіткою з послідуочим розрахунком напружень в деталізованій підмоделі зони переходу від шва до ОМ, навантаженої заданими напруженнями або переміщеннями на границях, взятими з загальної моделі [97].

Завантаження підмоделі у більшості випадків відбувається за рахунок переносу вузлових переміщень, отриманих в результаті розрахунку загальної моделі. Оскільки загальна модель має більш грубу сітку, переміщення повинні бути відповідним чином інтерпольовані між вузловими точками.

Дуже важливою умовою для отримання тих же результатів, що й при подрібненні сітки, являється те, що загальна модель повинна мати таку ж жорсткість у відповідній частині, як і підмодель. В іншому випадку отримані значення напружень виявляються хибними.

Складність описаної процедури розрахунку призводить до того, що у випадках достатньо щільної деталізації в локальних зонах навіть двовимірний аналіз напруженого стану в зонах переходу від шва до ОМ за допомогою МСЕ виявляється занадто дорогим або потребує багато часу [80]. Тому для зменшення трудовитрат в процесі визначення ККН, слід володіти спрощеними методиками їх визначення. Такі методики повинні передбачати мінімальне використання розрахункових комплексів аналізу конструкцій МСЕ [98].

### **1.3 Розвиток методів визначення напружень в околі зварних швів стикових з'єднань**

До основних геометричних параметрів стикових швів відносять ширину  $g$  та висоту  $h$  підсилення шва, фланговий кут  $\theta$  та радіус переходу від шва до ОМ

$r$  (рис. 1.1). Ширина і висота підсилення визначають загальний обрис стикового шва, тоді як фланговий кут і радіус переходу від шва до основного металу характеризують гостроту концентратора в локальних зонах [7]. Тому у випадку ідеального зварного з'єднання, у якого відсутні такі дефекти, як лінійні та кутові деформації в процесі зварювання, теоретичний ККН визначається двома незалежними складовими, перша з яких (конструктивна)  $\alpha_{\sigma g}$  обумовлена загальною геометрією зварного вузла та товщиною з'єднаних елементів, а друга (локальна)  $\alpha_{\sigma w}$  – геометрією зони переходу від шва до ОМ [99]. Максимальне напруження в такому випадку визначатиметься формулою [100]

$$\sigma_{\max} = \alpha_{\sigma g} \cdot \alpha_{\sigma w} \cdot \sigma_{\text{ном}} \cdot \quad (1.9)$$

При цьому для скорочення об'єму обчислень доцільно розраховувати за допомогою МСЕ та доступної системи інженерного аналізу тільки коефіцієнт  $\alpha_{\sigma g}$ , а значення коефіцієнта  $\alpha_{\sigma w}$  передбачається визначати розрахунком за математичними формулами, у які входять радіус  $r$  та фланговий кут  $\theta$  [101].

За наявності в зварному вузлі згаданих вище дефектів для визначення загального ККН вводяться відповідні поправки, величина яких визначається відносною величиною лінійних або кутових переміщень без урахування основних геометричних параметрів швів [102-105].

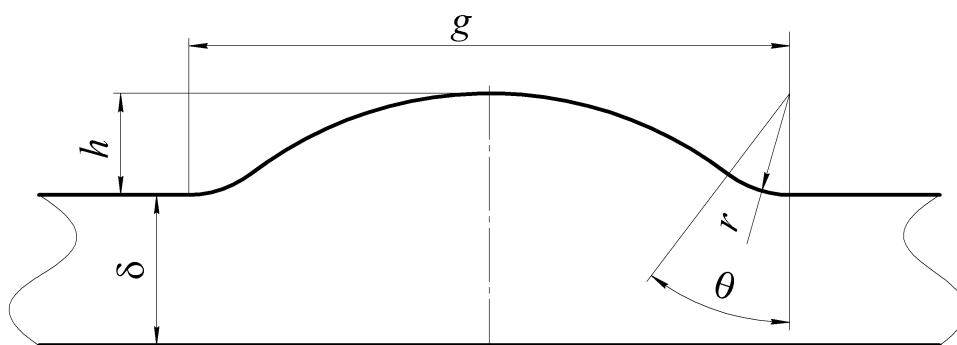


Рис. 1.1. Основні геометричні параметри стикового зварного з'єднання.

Аналitичні розрахунки на міцність зварних з'єднань, засновані на методах опору матеріалів, не враховують особливостей умов розподілу

напружень в місцях зміни форми елементів конструкцій, а тому не можуть бути використані для розв'язання задач щодо визначення концентрації напружень.

Теорія пружності, будучи вільною від багатьох припущень, прийнятих для спрощення в опорі матеріалів, дозволяє вирішувати питання, які виходять за рамки обмежень, накладених цими припущеннями, і являється більш загальною теорією, але водночас і більш складною, а її використання в багатьох випадках супроводжується складними викладками.

Значного спрощення задачі в ряді випадків можна досягти, застосовуючи метод перерізів, який полягає в розділенні складного зварного з'єднання на ряд простих елементів з заміною підсилення шва еквівалентною дією відповідних зусиль, що дозволяє використати відомі заздалегідь розв'язки теорії пружності [106].

За рахунок підсилення шва в районі збільшення поперечних перерізів виступаючі частини обмежують деформації основних елементів з'єднання, спричиняючи місцеве викривлення перерізів і зміну умов розподілу силового потоку. Обмежувальну дію виступів можна вважати рівноцінною дії деяких поверхневих горизонтальних зусиль, якими являються дотичні напруження, прикладені в місці підсилення [107].

Застосовуючи метод перерізів, можна відкинути місцеве підсилення і замінити його вплив дією еквівалентних зусиль, тоді розрахункову схему зварного з'єднання можна зобразити у вигляді основного елементу постійного поперечного перерізу без змін форми, на який крім зовнішнього навантаження діють ще деякі зусилля, прикладені в місцях уявного відділення виступаючих частин (рис. 1.2).

Знаючи закон розподілу еквівалентних зусиль, можна використати вже відомі в теорії пружності розв'язки щодо смуги навантаженої на кромках чи торцях розподіленими нормальними або дотичними зусиллями [108-110] та визначити нормальні напруження в місцях геометричної неоднорідності стикового зварного з'єднання.

Складність конфігурації виступів в зварних з'єднаннях і їх різноманіття створюють серйозні перешкоди для застосування розрахунків методами теорії пружності через великі труднощі, пов'язані із задоволенням граничних умов. Тому при дослідженні напруженого стану використовують моделі з виступом, що являє собою наближену геометричну форму стикового зварного шва.

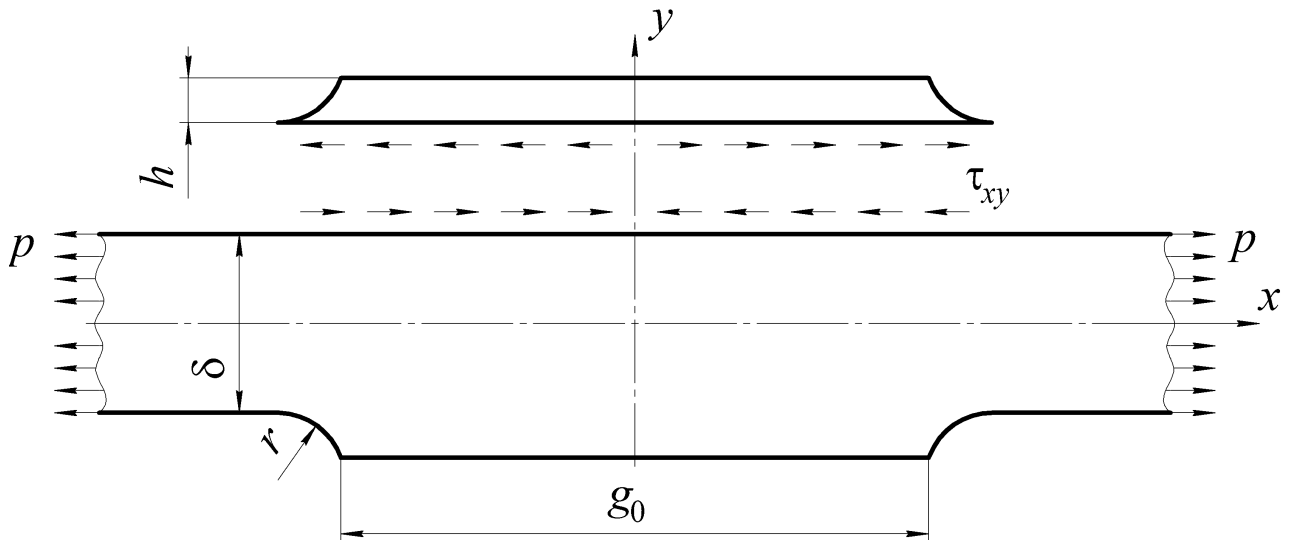


Рис. 1.2. Схема навантаження окремих частин моделі стикового зварного з'єднання виступом, форма якого наближена до прямокутної.

Так, використовуючи метод перерізів, в роботі [111] був отриманий розв'язок задачі в замкненій формі щодо спрощеної моделі стикового з'єднання з прямокутним підсиленням. А для виступу, форма якого зображена на рис. 1.2, формула для визначення ККН була приведена в наступному вигляді

$$\alpha_{\sigma w} = 1 + \frac{2}{\pi S} \left[ H \ln \frac{g_0 + r}{r} - H_0 + \frac{r}{g_0} H_1 - \left( \frac{r}{g_0} \right)^2 H_2 + K_0 \right], \quad (1.10)$$

причому

$$S = \frac{s_1 (\cosh s_1 - 1)}{k} + \frac{s_1^2 \cdot r}{2g_0} \sinh s_1; \quad H = s_1 + 0,167s_1^3 + 0,008s_1^5;$$

$$H_0 = s_1 + 0,305s_1^3 + 0,019s_1^5; \quad H_1 = 0,33s_1^3 + 0,033s_1^5; \quad H_2 = 0,167s_1^3 + 0,038s_1^5;$$

$$K_0 = \sinh s_1; \quad s_1 = s \cdot g_0; \quad s = \sqrt{\frac{k(\delta + 2h)}{h \cdot g_0 \cdot \delta}}; \quad k = 0,9 \left( \frac{\delta}{\delta + h} \right)^2,$$

де  $g_0$  – ширина виступу без урахування галтелей.

Проаналізувавши формулу (1.10), можемо побачити, що вона містить декілька утриманих членів ряду за ступенями відношення  $r/g_0$ , а отже, є наближеною. Для знаходження кожного коефіцієнта  $H_i$  необхідно вирішити диференціальне рівняння другого порядку, тому отримання високого ступеню точності цієї формули пов'язане з досить трудомісткими процедурами.

Врахування криволінійної форми виступів реальних стикових швів значно ускладнює диференціальне рівняння для визначення еквівалентних дотичних напружень, прикладених на місці умовного відділення виступу. Навіть при використанні спрощеної моделі виступу у вигляді симетричних відносно осі шва нахилених прямих [112] це рівняння являє собою лінійне неоднорідне диференціальне рівняння другого порядку зі змінними коефіцієнтами, загальний розв'язок якого отримати досить складно [113].

Задоволення умов на границі з подібним по формі до підсилення стикового зварного шва виступом можливе у криволінійних координатах. Наприклад, в роботі [114] у системі координат  $(u, v)$ , координати якої пов'язані з декартовими співвідношеннями

$$x = u + \frac{u}{u^2 + v^2}; \quad y = v - \frac{v}{u^2 + v^2},$$

було отримано розв'язок плоскої задачі теорії пружності шляхом знаходження функції напружень у формі Папковича-Нойбера [115]

$$F = \Phi_0 + x \cdot \Phi_1 = \frac{p}{2}(v - v_0)^2 \left[ 1 - \frac{1}{(2v_0^2 - 1)(u^2 + v^2)} \right]. \quad (1.11)$$

На нескінченності контурна лінія  $v_0$  вироджується в пряму, паралельну осі  $x$ , а при значеннях  $v_0$  близьких до одиниці вона має форму виступу (рис. 1.3).

Максимальне напруження на контурі з'єднання та геометричні розміри виступу визначаються через параметр контурної лінії  $v_0$ , однак зворотній зв'язок між цим параметром та розмірами виступу встановити неможливо, тому

деякі виступи мають форму, нехарактерну для опуклостей стикових зварних швів (наприклад лінія  $v = 0,2$  на рис. 1.3).

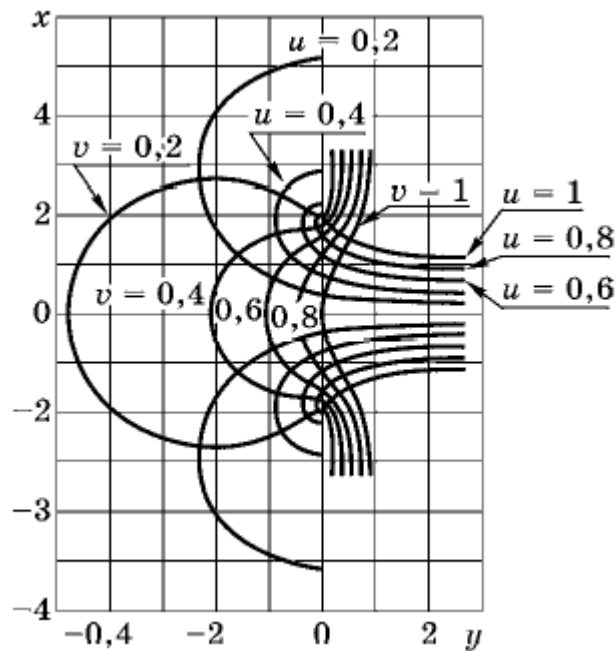


Рис. 1.3. Криволінійні координати Нойбера для виступів [116].

Залежність максимального напруження від відношення  $g/r$  представлена у вигляді графіку. При цьому слід мати на увазі, що цей графік може бути використаний тільки для виступів з відношенням  $g/2r \geq 4\sqrt{3}$ . Це пов'язано з тим, що за півширину виступу прийнято відстань від його осі симетрії до точки, в якій контур паралельний до цієї осі. У виступів, розміри яких не задовольняють цій умові, така точка взагалі відсутня, а параметр контуру є комплексним числом, тому в цьому діапазоні максимальне напруження визначити неможливо [117].

Крім того, така залежність передбачає збільшення максимального напруження не тільки зі зменшенням радіусу переходу від шва до ОМ, а й зі збільшенням ширини виступу, що не підтверджується експериментальними даними, зокрема в роботі [91] поляризаційно-оптичним методом для спрощених моделей зварного з'єднання з  $r = 0,5$  мм та  $h = 5$  мм було встановлено, що величина ККН при осьовому розтягу зі збільшенням ширини шва з 5 до 25 мм зменшується з 1,60 до 1,59, а максимальне його значення 1,61 було зафіксовано

при  $g = 8$  мм. Такі незначні відхилення величини ККН як в бік збільшення, так і в бік зменшення, скоріше за все, пов'язані з похибкою вимірювання або відхиленнями інших геометричних розмірів моделей, на підставі чого можна зробити висновок, що він не залежить від ширини виступу.

Більш загальна задача теорії пружності може бути вирішена за допомогою методу конформного відображення [118], який отримав значний розвиток в роботах Г.В. Колосова, М.І. Мусхелішвілі, Г.М. Савіна та О.С. Космодам'янського.

Стосовно визначення напружень у стикових зварних з'єднаннях найбільш відомі роботи В.А. Кархіна та Л.О. Копельмана. Так в роботах [119, 120] функція відображення була задана у вигляді ряду

$$z = \omega(\zeta) = a \cdot \zeta - \sum_{k=1}^n \frac{b_k}{\zeta + c_k}, \quad (1.12)$$

де  $z = x + iy$ ;  $\zeta = \xi + i\eta$ ;  $a, b_k, c_k$  – дійсні коефіцієнти;  $i$  – уявна одиниця.

Утримуючи більшу кількість членів цього ряду, можна зменшувати радіус спряження виступу з пластиною, а варіюючи коефіцієнти змінювати відношення  $h/g$ . Примітно, що утриманням одного члена при  $a = 1, b_1 = 1$  та  $c_1 = v_0$  отримаємо розв'язок Нойбера.

Недоліком такого підходу є те, що розміри і форма виступу, як і в [114], визначаються параметрами контурної лінії, які задаються функцією відображення. Тому наближену формулу для визначення ККН в стиковому зварному з'єднанні можна встановити тільки шляхом статистичної обробки, яка для з'єднання без підрізів за даними, отриманими в роботі [121] методом найменших квадратів, має вигляд

$$\alpha_{\sigma w} = 1 + \frac{1}{\sqrt{r \left( \frac{14}{g} + \frac{1,7}{h} \right)}}. \quad (1.13)$$

В роботі Б.М. Березовського та О.О. Бакші [122] функція відображення задавалася у вигляді

$$z = \omega(\zeta) = i \frac{1 + \zeta - a \sqrt{2(1 + \zeta^2)}}{1 - \zeta}, \quad (1.14)$$

де  $a$  – відношення осей еліпса, частиною якого описується опукла частина виступу, а підкоренева функція також розкладається в ряд.

В результаті статистичної обробки була отримана формула

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \frac{1}{\sqrt[3]{\left(\frac{r}{h} \tan^{-1} \frac{\theta}{2} + 5 \frac{r}{r+g}\right)^2}}. \quad (1.15)$$

Аналіз формул (1.13) та (1.15) показує, що вони не враховують товщину з'єднаних пластин. Це пов'язано з тим що при задоволенні умов на криволінійній границі виникає проблема із задоволенням цих умов на прямолінійній границі. Таким чином, зазначені формули отримані на основі результатів розрахунку напружень на поверхні півплощини з виступом.

Для того щоб врахувати вплив всіх параметрів, що визначають форму реальних зварних з'єднань, на напружений стан, необхідно аналізувати функції з достатньо великою кількістю членів ряду. Завдяки використанню чисельного алгоритму конформного відображення заданих однозв'язних симетричних областей методом спільної інтерполяції координат вузлових точок і побудові функцій відображення на великій кількості цих точок в роботі [123] шляхом апроксимації аналітичних рішень була отримана формула

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + 1,1h \frac{g^2 + \delta^2}{\delta^3} \sqrt{\frac{h}{r}}. \quad (1.16)$$

Згідно з цією формулою, ККН зменшується із збільшенням товщини з'єднаних пластин, що не підтверджується результатами розрахунків МСЕ [124], які показали, що зі збільшенням товщини місцеві напруження зростають. Крім того, відомо [125], що зменшення відношення  $r/\delta$  призводить до зростання ККН.

Недостовірність результатів, отриманих з використанням такого підходу щодо скінчених областей типу пластини змінної товщини, пояснюється тим, що

при представленні функції відображення у вигляді ряду можливе виникнення варіацій контурних напружень внаслідок недостатньої гладкості отриманого контуру. Тому врахування впливу товщини пластин в роботі [126] досягалося шляхом обробки додаткових експериментальних даних, а в роботі [122] – за допомогою МСЕ, що дозволило відкоригувати формули (1.13) та (1.15), які відповідно набули вигляду

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \frac{1}{\sqrt{r \left( \frac{14}{g} + \frac{1,7}{h} + \frac{5}{\delta} \right)}} \quad (1.17)$$

та

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \frac{1}{\sqrt[3]{\left( \frac{r}{h \cdot \tan \frac{\theta}{2}} + 4 \frac{r}{\delta} + 5 \frac{r}{r+g} \right)^2}} \quad (1.18)$$

Загалом, статистична обробка результатів аналітичних або чисельних рішень задач теорії пружності або експериментальних даних дає змогу отримати емпіричні залежності для визначення локального ККН, які мають загальний вигляд [127]

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + A \cdot r^{-n}, \quad (1.19)$$

де  $A$  – параметр, що враховує макрогеометрію з'єднання і умови його навантаження.

Велика кількість запропонованих залежностей такого типу викликає певні ускладнення при вирішенні питання, якою з них слід скористатися в кожному конкретному випадку. Так за даними огляду [128] показник ступеню  $n$  у формулах типу (1.19) може змінюватись в межах  $0,3 \dots 0,67$ .

Оскільки неможливо в строгій постановці знайти розв'язок задачі щодо визначення напруженого стану в зонах концентрації напружень для реальних зварних з'єднань та існують великі складнощі в експериментальному отриманні

таких даних з високою точністю, оцінити достовірність формул типу (1.19) традиційними способами досить складно.

Вирішенню цієї проблеми була присвячена робота [129], авторами якої шляхом відповідної статистичної обробки результатів розрахунків за найбільш вживаними формулами теоретичного ККН при заданих значеннях числових параметрів, що характеризують форму зварного шва, була визначена зона «достовірних рекомендацій», що встановлює межі допустимої області для практичного застосування цих формул в залежності від відносних розмірів підсилення. В результаті було встановлено, що розглянуті формули для стикових зварних з'єднань дають достовірний результат при відношеннях  $r/\delta = 0,01 \dots 0,1$  та  $h/\delta = 0,05 \dots 0,25$ , а найбільш універсальною при зміні в широкому діапазоні геометричних параметрів і рекомендованою для практичного застосування є формула (1.18), яка дає достовірний результат при відношеннях  $r/\delta = 0,01 \dots 0,1$  та  $h/\delta = 0,1 \dots 0,2$ .

Серед інших подібних формул, зокрема представлених в роботах [124, 130–132], які не були проаналізовані в роботі [129], в найбільш широкому діапазоні відносних розмірів шва ( $r/\delta = 0,01 \dots 0,6$  та  $h/\delta = 0,01 \dots 1,0$ ) достовірний результат дає формула Стаканова-Костишева-Рибіна

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + \frac{1}{\sqrt{\sin \theta \left( \frac{2}{\delta} + \frac{4}{g} + \frac{0,8}{h} \right)}}. \quad (1.20)$$

Також в іноземній літературі широко застосовуються параметричні формули Кіуак [133], загальна структура яких має вигляд

$$\alpha_{\sigma_w} = 1 + p_1 \cdot \left( \frac{h}{\delta} \right)^{p_2 \cdot \theta} \cdot \theta^{p_3} \cdot e^{-p_4 \cdot \theta} \cdot \left( \frac{r}{\delta} \right)^{-0,295 \cdot \theta} \cdot \left( 0,021 + \frac{r}{\delta} \right)^{-p_5}. \quad (1.21)$$

Змінюючи коефіцієнти  $p_1 \dots p_5$ , формула (1.21) може бути застосована для визначення ККН у стикових з'єднаннях з одностороннім та двостороннім симетричним швом при розтягуванні та згинанні (табл. 1.1). Для всіх розглянутих випадків у діапазоні розмірів шва  $r/\delta = 0,01 \dots 0,4$  та  $h/\delta =$

0,075...0,25 максимальна похибка значень ККН, розрахованих за цією формулою складає менше 4,4 %.

Таблиця 1.1

**Коефіцієнти формули (1.21) для різних форм шва та видів зовнішнього навантаження [133]**

| Форма шва/вид навантаження | $p_1$  | $p_2$  | $p_3$  | $p_4$  | $p_5$  |
|----------------------------|--------|--------|--------|--------|--------|
| Симетричний/розтяг         | 1,9220 | 0,3224 | 1,1257 | 1,5481 | 0,4002 |
| Симетричний/згин           | 1,1399 | 0,2062 | 1,0670 | 1,6775 | 0,4711 |
| Односторонній/розтяг       | 1,3905 | 0,2081 | 1,0756 | 1,7483 | 0,4413 |
| Односторонній/згин         | 1,5326 | 0,2857 | 1,1036 | 1,5436 | 0,4287 |

Проблема полягає в тому, що розглянуті формули, призначені для стикових з'єднань без кореня шва (роботи [114, 121, 122, 129]) або із симетричним двостороннім підсиленням (роботи [107, 111, 112, 123, 124, 126, 131, 132]). В той же час, як показав нещодавній огляд літературних джерел [134], такі залежності для з'єднань з асиметричним швом на сьогоднішній день відсутні.

Автори роботи [135] пропонують визначати ККН в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до ОМ за однією і тією ж формулою. Однак формула, яка використовується для визначення ККН в околі лицьового підсилення, не може дати його точного значення в околі кореня шва, оскільки розрахунковий поперечний переріз в цій зоні більше номінального за рахунок лицьового підсилення [136], наприклад, переріз  $m-m$  (рис. 1.4).

Крім того, внаслідок асиметрії шва відносно серединної площини з'єднаних пластин (див. рис. 1.4) в поперечних перерізах на ділянці зі швом виникають додаткові напруження згину, оскільки осьове навантаження на цій ділянці прикладене з ексцентриситетом [137]. Дія цих напружень призводить до зниження сумарної напруженості на лицьовій стороні з'єднання та до її зростання зі сторони кореня шва.

Так в роботі [138] розрахунки стикових з'єднань з асиметричним швом за допомогою МСЕ показали, що зі збільшенням висоти лицьового підсилення напруження в зоні переходу від кореня шва до ОМ зростають. При цьому плавний перехід по радіусу від МШ до ОМ не моделювався (рис. 1.5). Оскільки відомо [139], що ККН розрахований без урахування радіуса спряження скоріше характеризує сітку скінчених елементів, а не напружений стан зварного з'єднання, то зростання напружень в околі кореня шва може бути пов'язане лише з появою додаткових напружень згину.

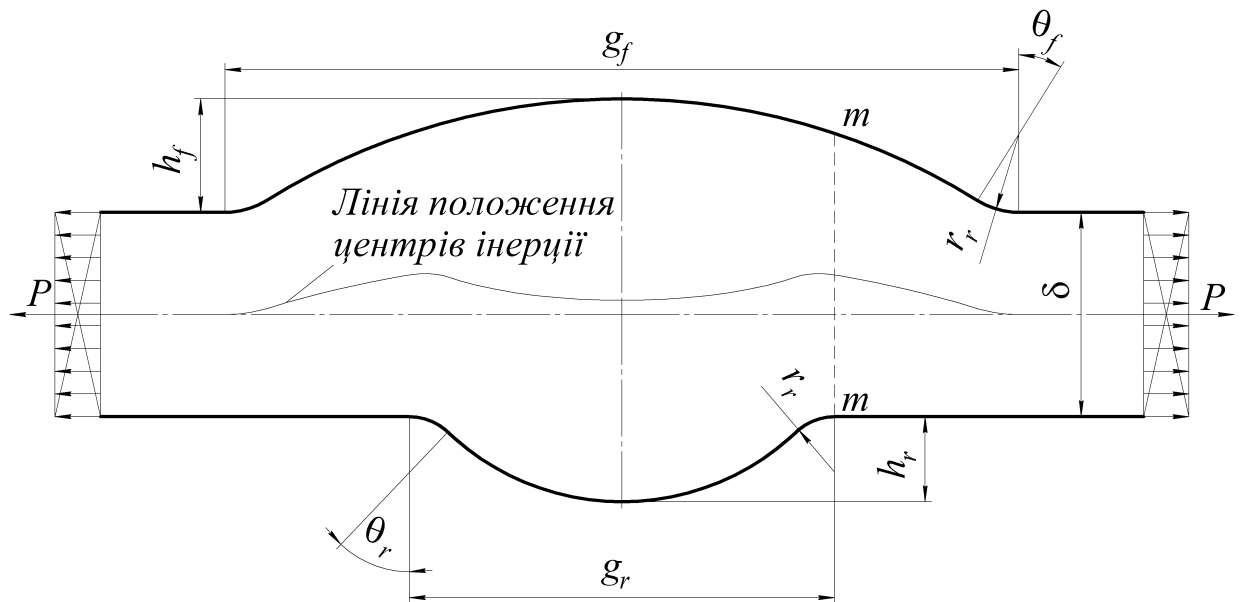


Рис. 1.4. Схема стикового зварного з'єднання з асиметричним швом при осьовому розтягуванні.

Дослідження напруженого стану зварних з'єднань внапустку [140–142] показали, що напруження згину, обумовлені конструктивним ексцентриситетом, також концентруються у місцях спряження лобових швів зі з'єднуваними пластинами.

Хоча в класичній літературі [143] вплив додаткових напружень згину на величину ККН, по аналогії з формулою (1.9), враховують шляхом введення коефіцієнту, який множать на  $\alpha_{\sigma_w}$  для напружень розтягу, у більш сучасних роботах [46, 116, 133, 144, 145] локальні ККН для напружень розтягу та згину відрізняються.

Новітні методики визначення напружень у зварних з'єднаннях, типу описаної в роботі [145], передбачають розклад напружень, розподілених по небезпечному перерізу деталі, на напруження розтягу-стиску (мембранні напруження)  $\sigma_m$  та напруження згину  $\sigma_b$  з подальшим множенням кожного з них на відповідний ККН

$$\sigma_{\max} = \alpha_{\sigma_w}^m \cdot \sigma_m + \alpha_{\sigma_w}^b \cdot \sigma_b, \quad (1.22)$$

де  $\alpha_{\sigma_w}^m$  та  $\alpha_{\sigma_w}^b$  – теоретичні локальні ККН при розтягу та згинанні відповідно.

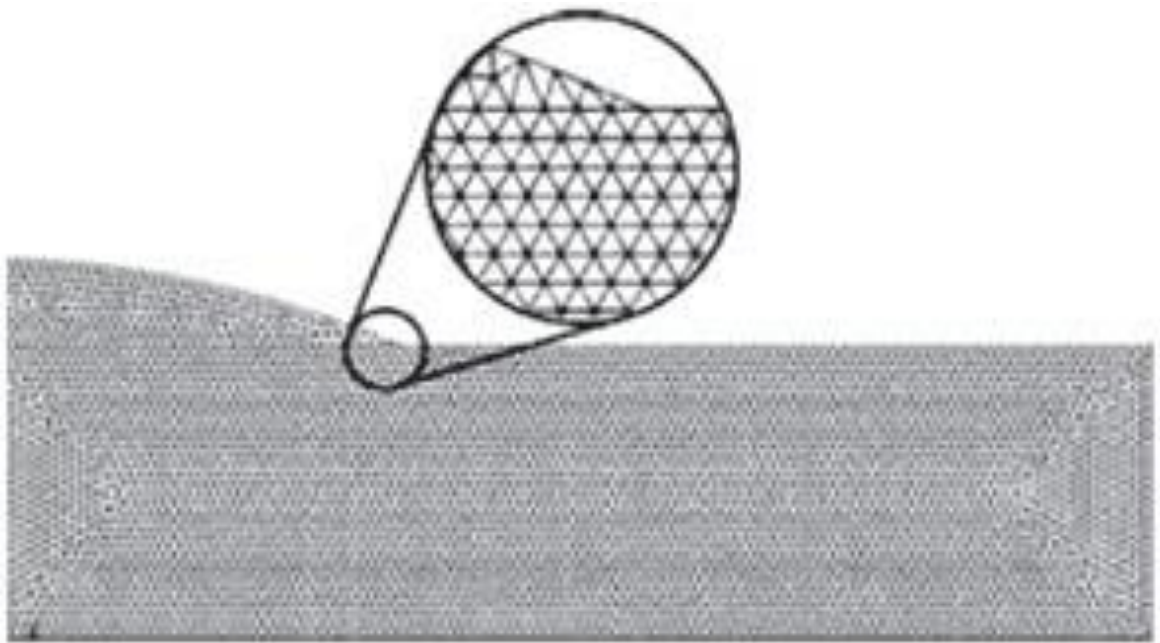


Рис. 1.5. Загальний вигляд скінчено-елементної моделі, прийнятої в роботі [138] для стикового зварного з'єднання.

Максимальне напруження та розподіл напружень по товщині можна отримати безпосередньо за результатами розрахунків МСЕ, якщо всі геометричні аспекти (включаючи параметри мікрогеометрії) зафіксувати за допомогою скінчено елементної моделі з дрібною сіткою. Однак, як вже було зазначено вище, в дійсності підготовка скінчено елементних моделей з дрібною сіткою являється надзвичайно вартісною та трудомісткою задачею. Тому під час розрахунку максимального напруження автори [145] рекомендують

застосовувати формули для визначення ККН для чисто осьового  $\alpha_{\sigma_w}^m$  та чисто згинального  $\alpha_{\sigma_w}^b$  навантаження.

Слід зауважити, що величини мікрогеометричних параметрів зварних швів залежать від ряду умов їх виготовлення та параметрів з'єднання. Наприклад, у випадках зварювання під флюсом радіус переходу від МШ до ОМ буде залежати від початкової температури металу, чистоти його поверхні, ваги насипного флюсу, поверхневого натягу металу та шлаку, площі наплавлення, ширини та потовщення шва. У випадку ж ручного дугового зварювання та механізованого зварювання в захисних газах очевидно, що параметри  $r$  та  $\theta$  будуть залежати ще й від людського фактору, а також просторового положення шва при його виконанні [146]. Крім того, в роботі [147] вказано, що розміри шва можуть змінюватись вздовж лінії його накладання, особливо при ручному або напівавтоматичному способах зварювання.

Перевага використання двох різних ККН для напружень розтягу та згину полягає в тому, що вони не залежать від схеми навантаження і є унікальними для геометрії. Тобто необхідно мати лише дві аналітичні формули для визначення максимального напруження в будь-якій точці вздовж лінії сплавлення, що дає змогу врахувати зумовлену процесом зварювання мінливість параметрів мікрогеометрії шва [6].

## Висновки за розділом 1

1. Аналіз сучасних локальних підходів до визначення характеристик опору втомі зварних з'єднань показав, що їх застосування так чи інакше передбачає визначення теоретичного ККН в зонах переходу від шва до основного металу.

2. Використання чисельних розрахунків за допомогою МСЕ для визначення ККН є не завжди доцільним, особливо при необхідності розрахунку великої кількості однотипних зварних з'єднань з різними геометричними

розмірами конструктивних елементів шва, тому перевага надається аналітичним або емпіричним формулам.

3. Проведений огляд інженерних, аналітичних та чисельних методів визначення напружень в околі стикових зварних швів свідчить про те, що усі отримані на сьогоднішній день формули для визначення ККН стосуються з'єднань лише з одностороннім або двостороннім симетричним швом. При цьому найбільш розповсюджені у зварювальній практиці двосторонні асиметричні шви не розглядалися.

4. Пріоритетним напрямком досліджень визначено розробку ефективних інженерних підходів до визначення напружень в околі асиметричних стикових зварних швів та теоретичних ККН на лініях сплавлення лицьового підсилення та кореня шва з основним металом.

## РОЗДІЛ 2

### ЗАСТОСУВАННЯ ГІПОТЕЗИ ЛАМАНИХ ПЕРЕРІЗІВ ДЛЯ ВИЗНАЧЕННЯ НАПРУЖЕНЬ У СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ

Основна ідея гіпотези ламаних перерізів, запропонованої радянським вченим О.В. Верховським, полягає в тому, що два будь-яких сусідніх перерізи, перпендикулярні до контуру деталі, при розтягуванні поступально переміщуються або при згинанні повертаються на деякий кут один відносно іншого, не змінюючи своєї початкової форми [148].

Вказана гіпотеза наближено відображає закон розподілу переміщень у напрямку перших головних напружень і в цьому сенсі тотожна гіпотезі плоских перерізів відносно криволінійного стрижня. При цьому не враховуються другі та треті головні напруження і розв'язок задачі виходить неповним. Однак такі наближені розрахунки мають практичне значення там, де для визначення міцності деталей або вузлів знаходження точного розв'язку неможливе через обмеження, пов'язані із задоволенням умов на контурі складної криволінійної форми.

При вказаних спрощеннях напруження розподіляються за законом гіперболи, що задовільно відображає дійсний розподіл напружень по всьому небезпечному перерізу в цілому [149, 150].

Гіпотеза ламаних перерізів не може бути використана для визначення напружень в точках спряження двох криволінійних ділянок контуру, а також на опуклій ділянці контуру коли центр його кривизни лежить по одну сторону від осі симетрії перерізу із самим контуром.

Такі обмеження в застосуванні гіпотези не являються суттєвими, оскільки в точках перегину контуру та точках, що лежать на його опуклій частині, напруження ніколи не будуть максимальними. Так в зварних елементах та зразках втомні тріщини частіше всього зароджуються по лінії сплавлення шва з основним металом і розташовуються під прямим кутом до поверхні з'єднаних пластин. Це вказує на те, що їх розвиток пов'язаний із впливом

першого головного напруження [151], що діє по дотичній до контуру. Тому визначення концентрації саме цих напружень у вказаних місцях представляє найбільший інтерес [152].

В роботі [153] було зазначено, що гіпотеза ламаних перерізів може бути застосована при розрахунку стрижнів з несиметричними відносно їх осі послабленнями, тому є обґрунтовані підстави для її застосування щодо стикових зварних з'єднань з асиметричними швами.

## 2.1 Класична гіпотеза ламаних перерізів та її модифікація з метою усунення недоліків

Розглянемо пластину з симетричними двосторонніми вирізами радіусом  $r$  (рис. 2.1). Через точку  $A$ , що знаходиться на контурі вирізу проведемо ламаний переріз  $ABCD$ , таким чином, що ділянки  $AB$  та  $CD$  перпендикулярні контуру вирізу, а ділянка  $BC$  перпендикулярна осі пластини.

Через точку  $A_1$ , за такими ж правилами, проведемо ламаний переріз  $A_1B_1C_1D_1$  таким чином, що продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворюють нескінченно малий кут  $\Delta\alpha$ .

У відповідності до класичної гіпотези ламаних перерізів [154] під дією зусилля розтягу  $P$  внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1D_1$  залишається нерухомим, а переріз  $ABCD$  переміщується поступально вздовж осі пластини і займає положення, вказане пунктиром на рис. 2.1. При цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від осі пластини, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot \cos \alpha}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta\alpha} E, \quad (2.1)$$

так як з рис. 2.1 видно, що

$$KN' = KN \cdot \cos \alpha; \quad KF = (r + a_1 - u) \cdot \tan \Delta\alpha,$$

а для нескінченно малих кутів справедлива рівність  $\tan \Delta\alpha \approx \Delta\alpha$ .

Геометрична характеристика перерізу  $a_1$  визначається залежністю

$$a_1 = \frac{a + r \cdot (1 - \cos \alpha)}{\cos \alpha}, \quad (2.2)$$

де  $a$  – півширина пластини в перерізі, що відповідає дну вирізу ( $\alpha = 0$ ).

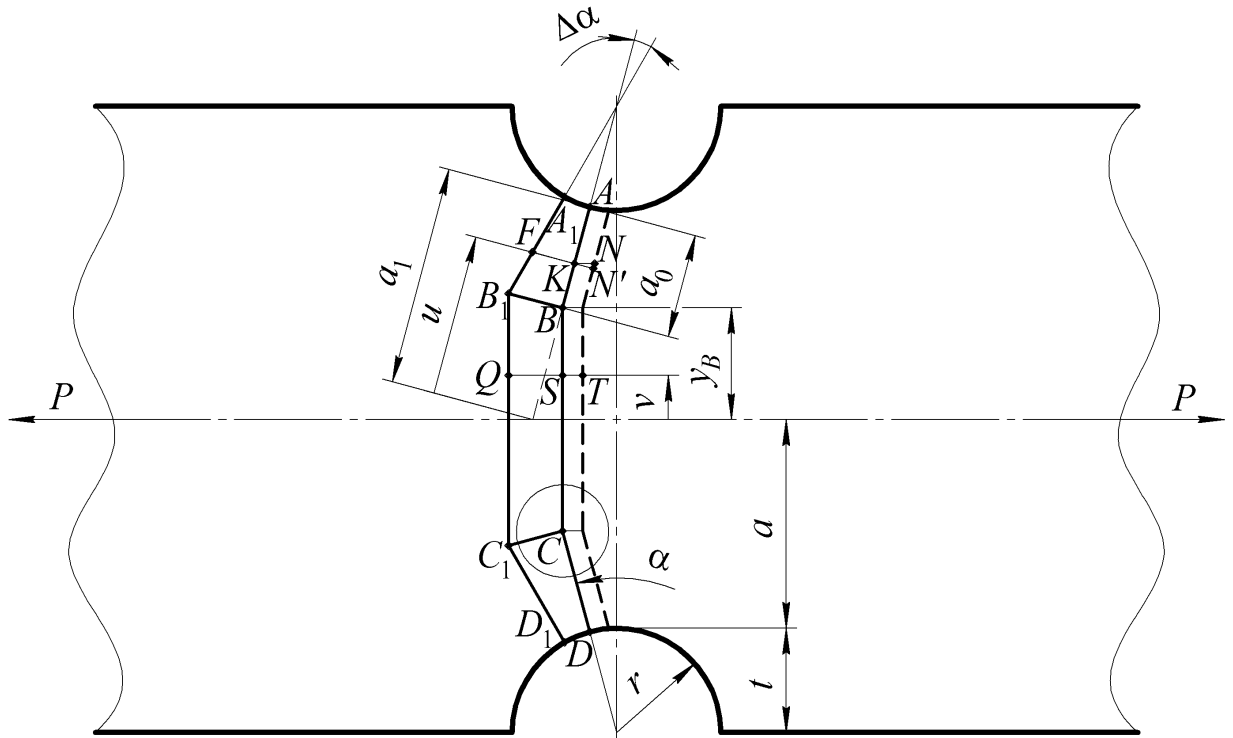


Рис. 2.1. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації пластини з вирізами та поступальне переміщення перерізу  $ABCD$  при її розтягу за класичною гіпотезою.

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від осі пластини, отримає видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_v^T = \frac{ST}{QS} = \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta \alpha \cdot \cos \alpha}, \quad (2.3)$$

так як  $ST = KN$  та  $QS = BB_1 \cdot \cos \alpha$ , а

$$BB_1 = KF \Big|_{u=a_1-a_0} = (r + a_0) \cdot \tan \Delta \alpha.$$

З умови рівноваги зовнішніх та внутрішніх сил для пластини одиничної товщини можна записати

$$P = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \sigma_u^T \cdot du \cdot \cos \alpha + 2 \int_0^{y_B} \sigma_v^T \cdot dv, \quad (2.4)$$

де  $y_B$  – відстань від осі пластини до точки  $B$ , яка змінюється за залежністю

$$y_B = a + r \cdot (1 - \cos \alpha) - a_0 \cdot \cos \alpha. \quad (2.5)$$

З урахуванням виразів для напружень (2.1) та (2.3) умова рівноваги (2.4) набуде вигляду

$$P = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \frac{KN \cdot E \cdot \cos^2 \alpha}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta \alpha} du + 2 \int_0^{y_B} \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta \alpha \cdot \cos \alpha} dv.$$

Після інтегрування отримаємо

$$P = 2 \frac{KN \cdot E \cdot \ln \frac{r + a_0}{r}}{\Delta \alpha} \cos^2 \alpha + 2 \frac{KN \cdot E \cdot y_B}{\Delta \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \cos \alpha},$$

звідки встановимо

$$\frac{KN \cdot E}{\Delta \alpha} = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2 \left( \cos^3 \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (2.6)$$

Підставляючи отриману тотожність (2.6) у вирази (2.1) та (2.3), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу  $P$  та напруженнями на ділянках  $AB$  і  $CD$

$$\sigma_u^T = \frac{P \cdot (r + a_0) \cdot \cos \alpha}{2 \left( \cos^3 \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right) (r + a_1 - u)} \quad (2.7)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^T = \frac{P}{2 \left( \cos^3 \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right) \cos \alpha} \quad (2.8)$$

відповідно.

Оскільки точка  $C$  (або  $B$ ) є спільною для ділянки  $CD$  (або  $AB$ ) та  $BC$ , то напруження в ній, визначене за формулами (2.7) та (2.8), має бути однаковим.

На ділянці  $BC$  напруження постійне і в будь-якій точці визначається формулою (2.8), тобто  $\sigma_{vC}^T = \sigma_v^T$ . Для визначення напруження в точці  $C$  (або  $B$ ) за формулою (2.7) необхідно покласти в ній  $u = a_1 - a_0$ , тоді отримаємо

$$\sigma_{uC}^T = \sigma_u^T \Big|_{u=a_1-a_0} = \frac{P \cdot \cos \alpha}{2 \left( \cos^3 \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (2.9)$$

Порівнявши формули (2.8) та (2.9), побачимо, що вони не співпадають. Отже, умова однозначності напружень в точках  $B$  та  $C$  не виконується.

Ймовірно, це пов'язано із тим, що напрямок переміщення, прийнятий в класичній інтерпретації, не співпадає з напрямком дії першого головного напруження на контурі вирізу.

Припустімо тепер, що під дією зусилля розтягу  $P$  внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1D_1$  залишається нерухомим, а переріз  $ABCD$  переміщується поступально вздовж дотичних до контуру вирізу у точках  $A$  та  $D$  і займає положення, вказане пунктиром на рис. 2.2. При цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від осі пластини, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta \alpha}. \quad (2.10)$$

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від осі пластини, отримує видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження

$$\sigma_v^T = \frac{ST}{QS} = \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta \alpha}, \quad (2.11)$$

так як тепер  $ST = KN \cdot \cos \alpha$ .

З урахуванням (2.10) та (2.11) умова рівноваги (2.4) набуде вигляду

$$P = 2 \int_{a_1-a_0}^{a_1} \frac{KN \cdot E \cdot \cos \alpha}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta \alpha} du + 2 \int_0^{y_B} \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta \alpha} dv.$$

Після інтегрування отримаємо

$$P = 2 \frac{KN \cdot E \cdot \ln \frac{r+a_0}{r}}{\Delta\alpha} \cos \alpha + 2 \frac{KN \cdot E \cdot y_B}{\Delta\alpha \cdot (r+a_0)},$$

звідки встановимо

$$\frac{KN \cdot E}{\Delta\alpha} = \frac{P \cdot (r+a_0)}{2 \left( \cos \alpha \cdot (r+a_0) \cdot \ln \frac{r+a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (2.12)$$

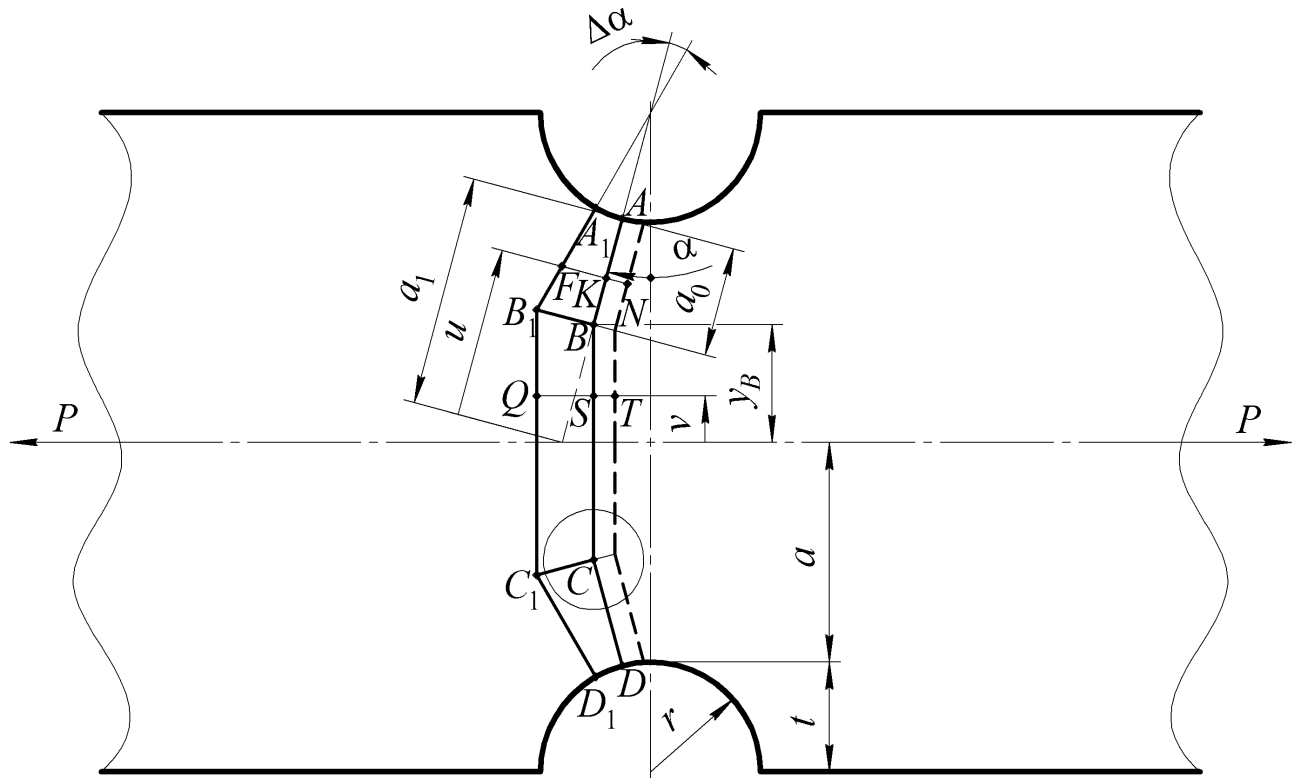


Рис. 2.2. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації пластини з вирізами та поступальне переміщення перерізу  $ABCD$  при її розтягу за модифікованою гіпотезою.

Підставляючи отриману тотожність (2.12) у вирази (2.10) та (2.11), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу  $P$  та напруженнями на ділянках  $AB$  і  $CD$

$$\sigma_u^T = \frac{P \cdot (r+a_0)}{2 \left( \cos \alpha \cdot (r+a_0) \cdot \ln \frac{r+a_0}{r} + y_B \right) (r+a_1-u)} \quad (2.13)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^T = \frac{P}{2 \left( \cos \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)} \quad (2.14)$$

відповідно.

Легко побачити, що поклавши у формулі (2.13)  $u = a_1 - a_0$ , отримаємо формулу (2.14), що свідчить про однозначність напружень у точках  $B$  та  $C$  при використанні гіпотези ламаних перерізів у запропонованій тут модифікації.

Подібні недоліки класична гіпотеза ламаних перерізів має і при визначенні напружень згину.

Розглянемо полосу з симетричними двосторонніми галтелями радіусом  $r$  (рис. 2.3). Через точки  $A$  та  $A_1$ , що знаходяться на контурі галтелі за тими ж правилами, що й в попередньому прикладі, проведемо ламані перерізи  $ABCD$  та  $A_1B_1C_1D_1$  відповідно так, щоб продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворювали нескінченно малий кут  $\Delta\alpha$ .

У відповідності до класичної гіпотези ламаних перерізів [154] під дією згинального моменту  $M$  внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1D_1$  залишається нерухомим, а переріз  $ABCD$  повертається навколо точки  $O$  на малий кут  $\Delta\gamma$  таким чином, що точки  $B$  та  $C$  переміщуються паралельно осі полоси, і займає положення, вказане пунктиром на рис. 2.3. При цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від осі пластини, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^B = \frac{(y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0) \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (2.15)$$

так як форма ламаних перерізів, а, отже, і довжина волокна  $KF$  при розтягуванні та згинанні не відрізняються, а видовження  $KN$  при згинанні згідно з рис. 2.3 визначається як

$$KN = y_B \cdot \tan \Delta\gamma \cdot \cos \alpha + (u - a_1 + a_0) \tan \Delta\gamma.$$

Також зазначимо, що для полоси геометрична характеристика перерізу  $a_1$  визначається залежністю

$$a_1 = \frac{\delta + 2r(1 - \cos \alpha)}{2 \cos \alpha}. \quad (2.16)$$

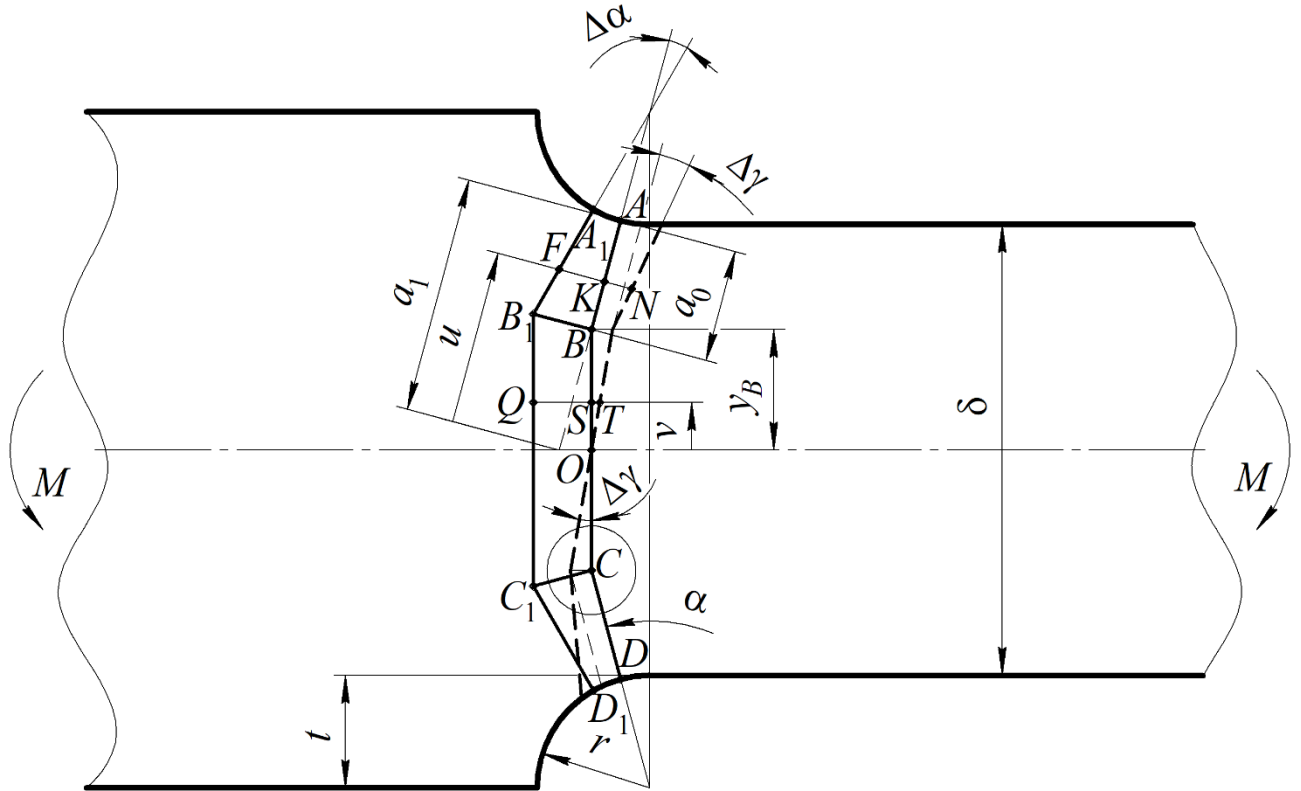


Рис. 2.3. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації полоси з галтелями та поворот перерізу  $ABCD$  при її згинанні за класичною гіпотезою.

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження

$$\sigma_v^B = \frac{v \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta\alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (2.17)$$

Умова рівноваги для полоси одиничної товщини при згинанні має вигляд

$$M = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \sigma_u^B \cdot (y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0) du + \int_0^{y_B} \sigma_v^B \cdot v dv, \quad (2.18)$$

причому в розглядуваному випадку  $y_B$  визначатиметься залежністю

$$y_B = \frac{\delta}{2} + r \cdot (1 - \cos \alpha) - a_0 \cdot \cos \alpha. \quad (2.19)$$

Підставляючи вирази для напружень (2.15) та (2.17) в умову рівноваги (2.18), після інтегрування отримаємо

$$\frac{M}{2B_0} = \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\alpha}, \quad (2.20)$$

де  $B_0$  – геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні, яка змінюється від перерізу до перерізу за законом

$$\begin{aligned} B_0 = & (y_B \cdot \cos \alpha - a_1 + a_0)^2 \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \\ & + 2(y_B \cdot \cos \alpha - a_1 + a_0) \cdot \left[ (r + a_1) \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0 \right] + \\ & + (r + a_1)^2 \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0(r + 2a_1) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{y_B^3}{3(r + a_0) \cos \alpha}. \end{aligned} \quad (2.21)$$

Підставляючи отриману тотожність (2.20) у вирази (2.15) та (2.17), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянках  $AB$  і  $CD$

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0)}{2(r + a_1 - u) \cdot B_0} \quad (2.22)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha} \quad (2.23)$$

відповідно.

Оскільки точка  $B$  є спільною для ділянок  $AB$  та  $BC$ , то напруження в ній, визначене за формулами (2.22) та (2.23), має бути однаковим.

Для визначення напруження в точці  $B$  за формулою (2.22) необхідно покласти в ній  $u = a_1 - a_0$ , тоді отримаємо

$$\sigma_{uB}^B = \frac{M \cdot y_B \cdot \cos \alpha}{2(r + a_0) \cdot B_0}. \quad (2.24)$$

Для визначення напруження в точці  $B$  за формулою (2.23) необхідно покласти в ній  $v = y_B$ , тоді отримаємо

$$\sigma_{vB}^B = \frac{M \cdot y_B}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (2.25)$$

Як бачимо, формули (2.24) та (2.25) не співпадають. Отже, умова однозначності напружень в точці  $B$  і, відповідно, в точці  $C$  не виконується.

Припустімо тепер, що переріз  $ABCD$  повертається навколо точки  $O$  на малий кут  $\Delta\gamma$  таким чином, що точки  $B$  та  $C$  переміщуються вздовж дотичних до контуру галтелей у точках  $A$  та  $D$ , і займає положення, вказане пунктиром на рис. 2.4. При цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від осі пластини, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^B = \frac{\left( \frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right) \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (2.26)$$

так як тепер

$$KN = \frac{y_B}{\cos \alpha} \tan \Delta\gamma + (u - a_1 + a_0) \cdot \tan \Delta\gamma.$$

Напруження у волокні  $QS$  і в розглядуваному випадку визначатиметься формулою (2.17), а умова рівноваги (2.18) набуде вигляду

$$M = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \sigma_u^B \cdot \left( \frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right) du + 2 \int_0^{y_B} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (2.27)$$

Підставляючи вирази для напружень (2.26) та (2.17) в умову рівноваги (2.27), після інтегрування отримаємо (2.20). Однак закон зміни геометричної характеристики ламаного перерізу при згинанні  $B_0$ , яка входить у (2.20), тепер зміниться і запишеться так

$$\begin{aligned} B_0 = & \frac{(y_B - (a_1 - a_0) \cos \alpha)^2}{\cos^2 \alpha} \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \\ & + \frac{2(y_B - (a_1 - a_0) \cos \alpha)}{\cos \alpha} \cdot \left[ (r + a_1) \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0 \right] + \\ & + (r + a_1)^2 \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0(r + 2a_1) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{y_B^3}{3(r + a_0) \cos \alpha}. \end{aligned} \quad (2.28)$$

Підставивши тотожність (2.20) у вираз (2.26), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянці  $AB$

$$\sigma_u^B = \frac{M \left( \frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right)}{2(r + a_1 - u) \cdot B_0}. \quad (2.29)$$

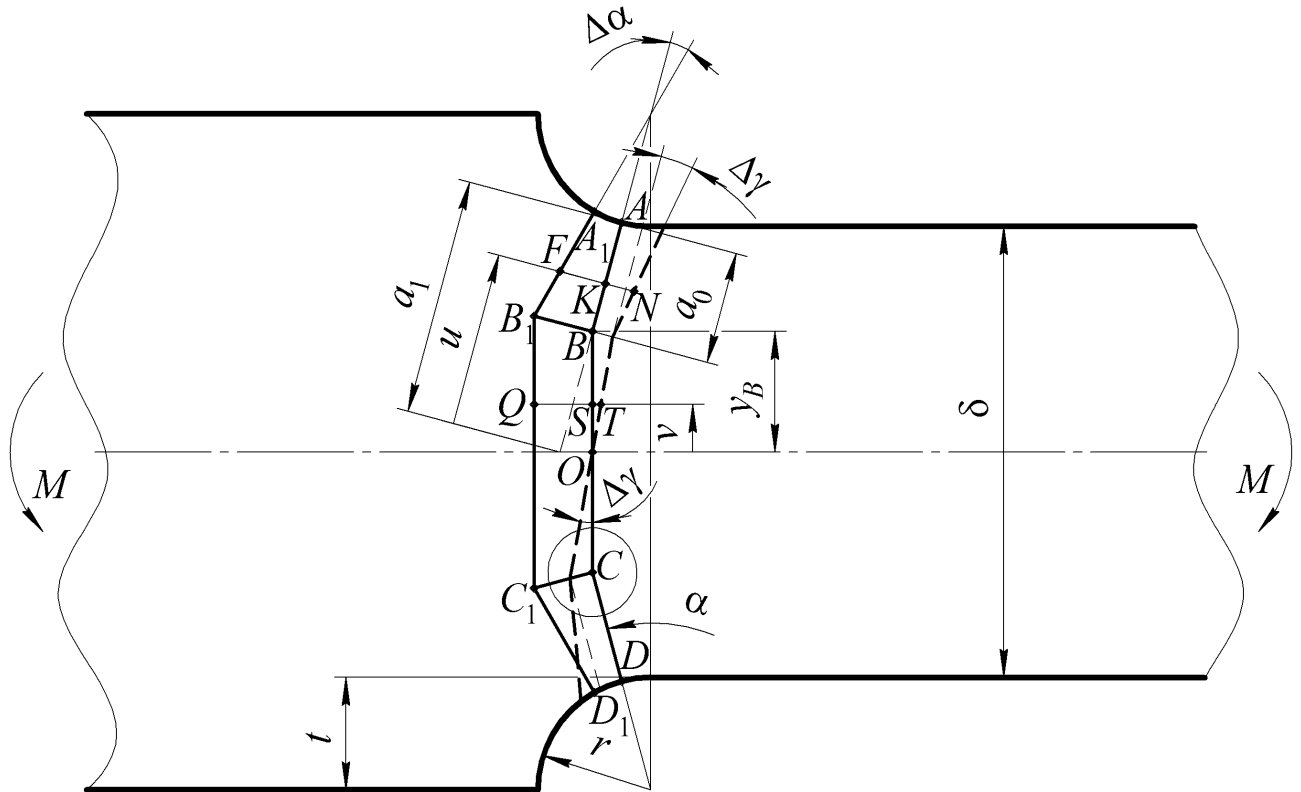


Рис. 2.4. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації полоси з галтелями та поворот перерізу  $ABCD$  при її згинанні за модифікованою гіпотезою.

Для визначення напруження в точці  $B$  за цією формулою покладемо в ній  $u = a_1 - a_0$ , тоді отримаємо

$$\sigma_{uB}^B = \frac{M \cdot y_B}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (2.30)$$

Як бачимо, формула (2.30) співпадає з формулою (2.25), яка справедлива і в розглядуваному випадку, з урахуванням того, що  $B_0$  в обох формулах визначається залежністю (2.28). Отже, запропонована тут модифікація гіпотези

ламаних перерізів забезпечує однозначність напружень у точках  $B$  та  $C$  і у випадку згинання.

## 2.2 Обґрунтування глибини дії концентратора напружень

Концентрація напружень характеризується високим ступенем нерівномірності їх розподілу. Найбільшої величини перше головне напруження досягає на контурі вирізу. Але таке підвищення напружень носить локальний характер і на відстанях, сумірних з розмірами вирізу, розподіл напружень по небезпечному перерізу вирівнюється, тому ділянки  $AB$  та  $CD$  нормальні до контуру слід обмежити глибиною  $a_0$ , а для середньої частини перерізу (ділянка  $BC$ ) справедлива гіпотеза плоских перерізів. Таким чином, ламаний переріз  $ABCD$  ще можна назвати плоско-ламаним.

Введення параметра  $a_0$ , що характеризує глибину дії концентратора, дає змогу врахувати її вплив на розподіл перших головних напружень, тобто частково висвітлити важливе практичне питання щодо концентрації напружень в локальних зонах. Встановленню зв'язку цього параметра із розмірами концентратора і присвячений даний підрозділ.

Аналіз виразу (2.13) показує, що на ділянках  $AB$  та  $CD$  напруження змінюється за гіперболічним законом і досягає максимуму на контурі вирізу в точках  $A$  та  $D$

$$\sigma_A = \sigma_u \Big|_{u=a_1} = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2r \left( \cos \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (2.31)$$

Максимальне напруження, що діє на дні вирізу, з урахуванням (2.5) визначається формулою

$$\sigma_{\max} = \sigma_A \Big|_{\alpha=0} = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2r \left[ (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + a - a_0 \right]}. \quad (2.32)$$

Враховуючи, що номінальне напруження в цій точці

$$\sigma_{nom} = \frac{P}{2a},$$

ККН в ній можна знайти за формулою

$$\alpha_{\sigma} = \frac{\sigma_{max}}{\sigma_{nom}} = \frac{a \cdot (r + a_0)}{r \left[ (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + a - a_0 \right]}. \quad (2.33)$$

Згідно з точним розв'язком такої задачі, отриманим в [155] методами теорії пружності, для нескінченно широкої пластини з напівкруглими вирізами ККН на дні вирізу дорівнює трьом. Але таке саме значення може бути отримане по, наведеній в [110] за деяких відомих припущень та міркувань, формулі

$$\alpha_{\sigma} = 1 + 2\sqrt{\frac{t}{r}}. \quad (2.34)$$

де  $t$  – глибина вирізу (для напівкруглого вирізу очевидно, що  $t = r$ ).

Якщо переписати формулу (2.33) у вигляді

$$\alpha_{\sigma} = \frac{(r + a_0)}{r \left[ 1 - \frac{a_0}{a} + \frac{(r + a_0)}{a} \ln \frac{r + a_0}{r} \right]},$$

то для нескінченно широкої пластини ( $a \rightarrow \infty$ ) члени

$$\frac{a_0}{a} \text{ та } \frac{(r + a_0)}{a} \ln \frac{r + a_0}{r}$$

будуть нескінченно малими величинами в порівнянні з одиницею і, в такому випадку, ця формула набуде вигляду

$$\alpha_{\sigma} = 1 + \frac{a_0}{r}. \quad (2.35)$$

Прирівнявши праві частини формул (2.34) та (2.35), встановимо зв'язок параметра  $a_0$  із геометричними розмірами вирізу

$$a_0 = 2\sqrt{r \cdot t}. \quad (2.36)$$

Ця формула справедлива і для концентраторів типу галтель, при цьому в якості  $t$  виступає висота галтелі [154].

### 2.3 Ідеалізована модель геометрії стикового зварного шва. Визначення радіуса переходу від шва до основного металу за нормованими параметрами

Розподіл напружень в перерізах будь-якої навантаженої деталі або конструктивного елементу визначається насамперед їх геометричною формою. Оскільки реальну форму підсилення стикового зварного з'єднання, виконаного зварюванням плавленням, складно описати неперервною функцією, для визначення напружень у деякому наближенні прийнято використовувати різноманітні ідеалізовані моделі, типу представлених в роботах [112, 156, 157].

При використанні чисельних розрахунків МСЕ виміряний в окремих точках фактичний профіль зварного шва зазвичай згладжується за допомогою прямих та криволінійних частин поверхні в зонах переходів від МШ до ОМ, щоб уникнути нереалістичних піків напружень у місцевих впадинах контуру [158].

У попередньому розділі було зазначено, що домінуючий вплив на рівень концентрації напружень чинить радіус переходу від шва до ОМ, однак стандартами величина цього радіуса не регламентується. Наприклад, згідно з ДСТУ 3159-95 для стикових з'єднань нормуються лише ширина та висота підсилення і кореня шва, хоча відомо [159], що з точки зору впливу на величину ККН висота шва є лише другим за значимістю фактором, а ширина взагалі – малозначущим.

Величина радіуса переходу від шва до ОМ залежить від багатьох факторів, зокрема від технологічних параметрів режиму зварювання та теплофізичних властивостей з'єднуваного металу, поверхневого натягу металу шва і чистоти поверхні з'єднуваних елементів [160]. В загальному вигляді цю залежність можна представити так

$$r = f_1\left(\frac{h}{g}\right) + f_2(T_0) + f_3(\sigma) + f_4(R_z), \quad (2.37)$$

де  $f_1$ ,  $f_2$ ,  $f_3$  та  $f_4$  – члени, що враховують відповідно розміри підсилення, початкову температуру зварюваних пластин, поверхневий натяг металу шва та шорсткість поверхні з'єднаних елементів.

Однак в роботі [161] було доведено, що початкова температура та чистота поверхні чинять порівняно малий вплив на формування шва, а поверхневий натяг змінюється у вузькому інтервалі і його впливом також можна знехтувати, тому члени  $f_2$ ,  $f_3$  та  $f_4$  у порівнянні з членом  $f_1$  являються малими величинами другого порядку. Отже, за інших рівних умов основне значення має перший фактор, і в першому наближенні радіус переходу залежить від відношення  $h/g$ , яке традиційно використовують в якості узагальненого параметра зовнішньої форми профілю шва у стиковому зварному з'єднанні [162, 163].

Методики вимірювання радіуса переходу від шва до основного металу вельми трудомісткі і являють собою відомі труднощі [164], тому встановлення його зв'язку з відношенням висоти до ширини лицьового підсилення або кореня стикового зварного шва, які достатньо просто виміряти, значно спростить та пришвидшить проведення практичних розрахунків на міцність та витривалість зварних конструкцій.

Усі параметри профілю опуклості шва, обумовлені процесом зварювання, пов'язані між собою, так радіус переходу та фланговий кут пов'язані залежністю вигляду [165]

$$r = f(1/\theta). \quad (2.38)$$

Існування такої залежності підтверджується експериментальними вимірюваннями геометрії зварних з'єднань, виконаних різними видами зварювання плавленням, в зонах переходу від шва до ОМ (рис. 2.5) [166].

Деякі ідеалізовані геометричні моделі, які описують форму опуклості параболою [167], дугою кола [168] або іншою більш складною інтегральною або диференціальною залежністю [169, 170], дозволяють однозначно визначити фланговий кут через висоту та ширину підсилення.

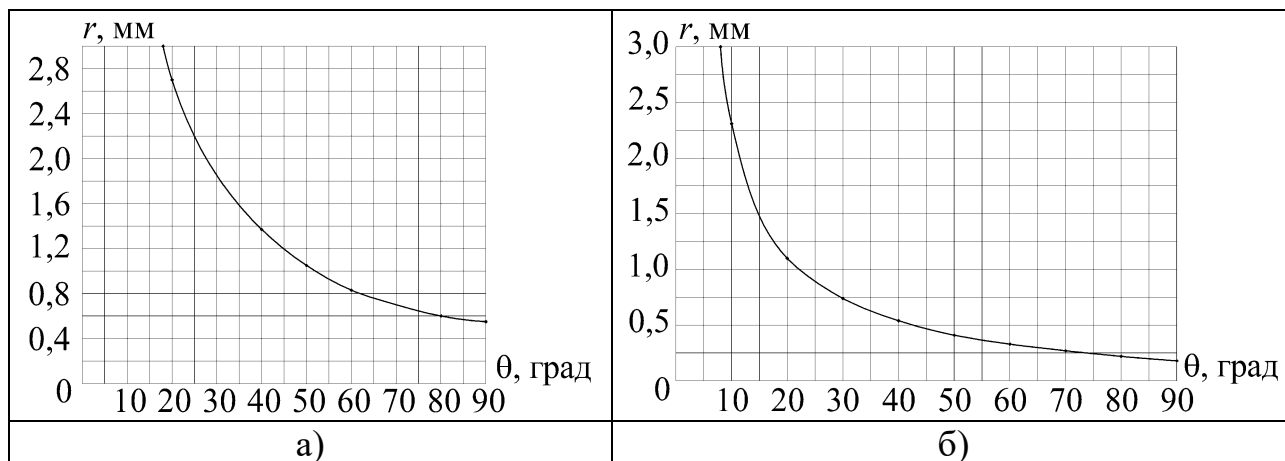


Рис. 2.5. Графіки залежності радіуса переходу від шва до ОМ від флангового кута для стикових з'єднань зі сталі: а) – виконаних зварюванням під флюсом; б) – виконаних зварюванням в захисних газах.

Будемо використовувати ідеалізовану геометричну модель, згідно з якою криві, утворені опуклими частинами підсилення та ділянками переходу від шва до ОМ, описуються дугами кіл, що дотикаються (див. рис. 1.1), яка дає добре наближення до реальної форми стикового зварного шва [171]. Тоді фланговий кут буде визначатися через відношення  $h/g$  залежністю

$$\theta = 2 \arctan(2h/g). \quad (2.39)$$

Якщо виразити відношення  $h/g$  з формули (2.39), можна визначити його значення для різних величин флангового кута, а за допомогою графіків (рис. 2.5) величини радіусів переходу від шва до ОМ, які відповідають цим значенням (табл. 2.1).

На основі дискретних даних система автоматизованого проектування MathCAD дає змогу побудувати регресійну залежність однієї величини від іншої у вигляді полінома  $n$ -того ступеня, де  $n$  – додатне ціле число [172].

Однак оскільки в даному випадку відношення  $h/g$  приймає значення, що відрізняються одне від іншого більш як на порядок, то залежність радіуса переходу від шва до основного металу від цього параметра доцільно шукати у вигляді полінома з дробовими ступенями

$$r(h/g) = \sum_{i=0}^n a_i \cdot (h/g)^{\frac{i}{2}}, \quad (2.40)$$

де  $a_i$  – коефіцієнти функції регресії.

Таблиця 2.1

**Залежність радіуса переходу від шва до основного металу від величини  $h/g$  при різних значеннях флангового кута**

| Фланговий кут ( $\theta$ ), ° |                  | 90    | 80   | 70   | 60   | 50   | 40    | 30    | 20   | 18    | 10    | 8     |
|-------------------------------|------------------|-------|------|------|------|------|-------|-------|------|-------|-------|-------|
| $h/g$                         |                  | 0,5   | 0,42 | 0,35 | 0,29 | 0,23 | 0,18  | 0,135 | 0,09 | 0,08  | 0,045 | 0,035 |
| $(h/g)^{1/2}$                 |                  | 0,707 | 0,65 | 0,59 | 0,54 | 0,48 | 0,424 | 0,367 | 0,3  | 0,283 | 0,212 | 0,187 |
| Радіус переходу ( $r$ ), мм   | Під флюсом       | 0,55  | 0,6  | 0,7  | 0,83 | 1,05 | 1,37  | 1,85  | 2,7  | 3,0   | –     | –     |
|                               | В захисних газах | 0,18  | 0,22 | 0,27 | 0,33 | 0,41 | 0,54  | 0,74  | 1,10 | –     | 2,31  | 3,0   |

Утримання перших п'яти членів апроксимуючого ряду (2.40) для випадку зварювання під флюсом дозволило отримати функцію

$$r\left(\frac{h}{g}\right) = 15 - 77,64\left(\frac{h}{g}\right)^{\frac{1}{2}} + 166,7\left(\frac{h}{g}\right) - 168,45\left(\frac{h}{g}\right)^{\frac{3}{2}} + 66,6\left(\frac{h}{g}\right)^2. \quad (2.41)$$

Дослідження цієї функції за відомою методикою [173] показало, що вона строго монотонно спадає на проміжку зміни відношення  $h/g$  від 0 до 0,5 (рис. 2.6), а відхилення результатів розрахунку по ній від експериментальних результатів складає не більше як 0,43 % (табл. 2.2).

Для випадку зварювання в захисних газах утримання перших семи членів апроксимуючого ряду (2.40) дозволило отримати функцію

$$r(h/g) = 26,32 - 290,77(h/g)^{\frac{1}{2}} + 1413,6(h/g) - 3840,35(h/g)^{\frac{3}{2}} + 5808,56(h/g)^2 - 4655,42(h/g)^{\frac{5}{2}} + 1538,1(h/g)^3. \quad (2.42)$$

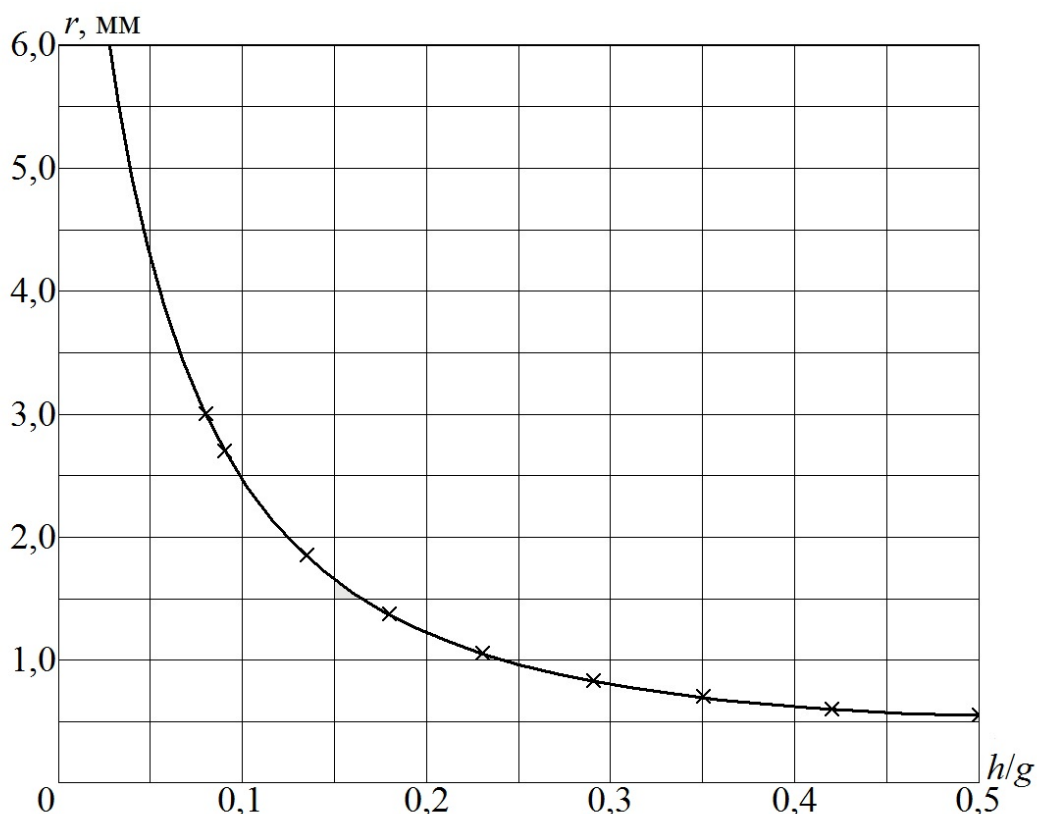


Рис. 2.6. Графік залежності радіуса переходу від шва до основного металу від відношення висоти до ширини підсилення (—) та експериментальні точки (×) для стикового з'єднання, виконаного зварюванням під флюсом.

Таблиця 2.2

**Експериментальні та розрахункові значення радіуса переходу від шва до основного металу звареного під флюсом стикового з'єднання**

| $h/g$                             | 0,5  | 0,42  | 0,35  | 0,29  | 0,23  | 0,18  | 0,135 | 0,09  | 0,08  |
|-----------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Вимірний радіус переходу, мм      | 0,55 | 0,6   | 0,7   | 0,83  | 1,05  | 1,37  | 1,85  | 2,7   | 3,0   |
| Розрахунковий радіус переходу, мм | 0,55 | 0,601 | 0,697 | 0,832 | 1,053 | 1,368 | 1,847 | 2,709 | 2,994 |
| Відхилення, %                     | 0,00 | 0,17  | 0,43  | 0,24  | 0,29  | 0,15  | 0,16  | 0,33  | 0,20  |

Дослідження функції (2.42) показало, що вона, як і функція (2.41), строго монотонно спадає на проміжку зміни відношення  $h/g$  від 0 до 0,5 (рис. 2.7), а

відхилення результатів розрахунку по ній від експериментальних результатів складає не більше як 1,21 % (табл. 2.3).

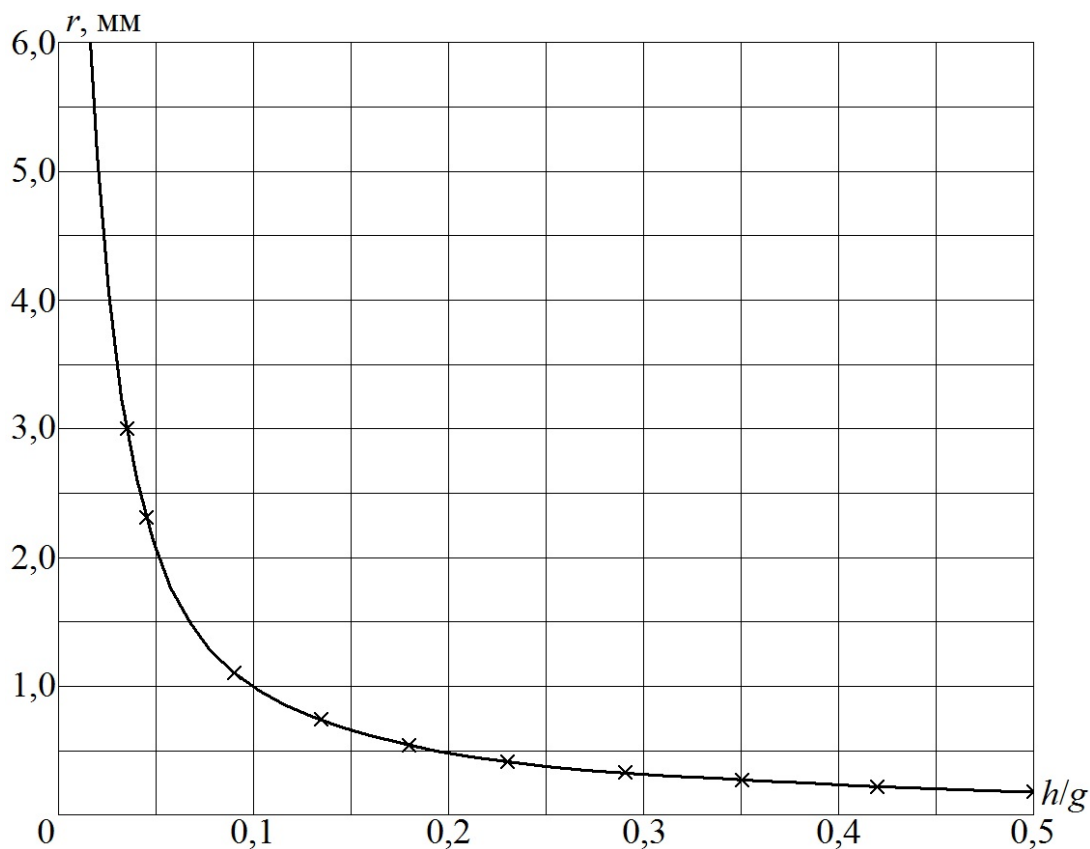


Рис. 2.7. Графік залежності радіуса переходу від шва до основного металу від відношення висоти до ширини підсилення (—) та експериментальні точки (x) для стикового з'єднання, виконаного зварюванням в захисних газах.

Таблиця 2.3

**Експериментальні та розрахункові значення радіуса переходу від шва до основного металу звареного в захисних газах стикового з'єднання**

| $h/g$                             | 0,5  | 0,42  | 0,35  | 0,29  | 0,23  | 0,18  | 0,135 | 0,09  | 0,045 | 0,035 |
|-----------------------------------|------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|-------|
| Вимірний радіус переходу, мм      | 0,18 | 0,22  | 0,27  | 0,33  | 0,41  | 0,54  | 0,74  | 1,10  | 2,31  | 3,0   |
| Розрахунковий радіус переходу, мм | 0,18 | 0,219 | 0,272 | 0,326 | 0,413 | 0,542 | 0,735 | 1,103 | 2,308 | 3,001 |
| Відхилення, %                     | 0,00 | 0,45  | 0,74  | 1,21  | 0,73  | 0,37  | 0,68  | 0,27  | 0,09  | 0,03  |

Величина радіуса переходу та параметри опуклості шва залежать не тільки від режиму зварювання, а й від теплофізичних властивостей зварюваного металу [174, 175], тому очевидно, що для визначення радіуса переходу у стикових з'єднаннях алюмінієвих сплавів, отриманих дуговими процесами зварювання, розрахункові залежності будуть відрізнятися від залежностей (2.41) та (2.42).

Протягом декількох десятиліть у відділі міцності зварних конструкцій ІЕЗ ім. Є.О. Патона проводились вимірювання профілю стикових з'єднань алюмінієвих сплавів різних серій за ДСТУ ISO 209-1:2002, виконаних різними способами дугового зварювання у захисних газах (табл. 2.4).

Оскільки відношення  $h/g$  приймає значення, що відрізняються одне від одного майже на порядок (табл. 2.5), в цьому випадку також доцільно скористатися апроксимуючим рядом з дробовими ступенями (2.40).

Таблиця 2.4

#### Геометричні параметри стикових зварних з'єднань алюмінієвих сплавів

| № з/п | Сплав  | Спосіб зварювання | Товщина ( $\delta$ ), мм | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Висота підсилення ( $h$ ), мм | Ширина підсилення ( $g$ ), мм | Джерело |
|-------|--------|-------------------|--------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|---------|
| 1     | 2      | 3                 | 4                        | 5                           | 6                             | 7                             | 8       |
| 1     | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 2,65                        | 0,30                          | 7,60                          | [176]   |
| 2     | АД33Т1 | АДЗНЕ             | 6,0                      | 1,32                        | 1,39                          | 21,20                         | [177]   |
| 3     | АМг2М  | АДЗНЕ             | 1,45                     | 1,27                        | 0,80                          | 8,18                          | [178]   |
| 4     | АД33Т1 | АДЗНЕ             | 6,0                      | 1,13                        | 1,67                          | 16,90                         | [177]   |
| 5     | АД33Т1 | ІДЗПЕ             | 6,0                      | 1,10                        | 1,73                          | 17,40                         | [177]   |
| 6     | АД33Т1 | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 1,01                        | 1,23                          | 7,20                          | [180]   |
| 7     | АМг6   | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 1,00                        | 1,10                          | 9,05                          | [179]   |
| 8     | АМг6   | ІДЗПЕ             | 6,0                      | 0,75                        | 2,55                          | 18,20                         | [178]   |
| 9     | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 0,51                        | 1,30                          | 6,80                          | [176]   |

## Продовження таблиці 2.4

| 1  | 2     | 3     | 4         | 5    | 6    | 7    | 8     |
|----|-------|-------|-----------|------|------|------|-------|
| 10 | АМг6  | ІДЗПЕ | 2,0       | 0,55 | 1,34 | 6,59 | [180] |
| 11 | Д16Т  | ІДЗПЕ | 2,0       | 0,54 | 1,15 | 5,20 | [179] |
| 12 | Д16Т  | ІДЗПЕ | 2,0       | 0,39 | 1,19 | 5,33 | [180] |
| 13 | 1915Т | АДЗПЕ | 1,7...2,0 | 0,24 | 1,60 | 6,00 | [176] |
| 14 | 1915Т | АДЗПЕ | 1,7...2,0 | 0,20 | 2,15 | 6,20 | [176] |

Примітка. АДЗПЕ – аргон-дугове зварювання плавким електродом (MIG); АДЗНЕ – аргон-дугове зварювання неплавким електродом (TIG); ІДЗПЕ – імпульсно-дугове зварювання плавким електродом (MIG Pulse).

Точність при утриманні перших восьми членів апроксимуючого ряду з цілими показниками ступеня нижче, ніж при утриманні перших п'яти членів такого ряду з дробовими ступенями. Крім того, в розглядуваному випадку функція, що описується поліномом високого ступеня, не є монотонною на досліджуваному проміжку зміни відношення  $h/g$  від 0 до 0,5 [181].

## Таблиця 2.5

**Відношення висоти до ширини підсилень стикових зварних з'єднань та відповідні значення радіусів переходу від шва до основного металу**

| № з/п | $h/g$ | Радіус переходу<br>( $r$ ), мм | № з/п | $h/g$ | Радіус переходу<br>( $r$ ), мм |
|-------|-------|--------------------------------|-------|-------|--------------------------------|
| 1     | 0,039 | 2,65                           | 8     | 0,140 | 0,75                           |
| 2     | 0,066 | 1,32                           | 9     | 0,191 | 0,51                           |
| 3     | 0,098 | 1,27                           | 10    | 0,203 | 0,55                           |
| 4     | 0,099 | 1,13                           | 11    | 0,221 | 0,54                           |
| 5     | 0,100 | 1,10                           | 12    | 0,223 | 0,39                           |
| 6     | 0,171 | 1,01                           | 13    | 0,267 | 0,24                           |
| 7     | 0,122 | 1,00                           | 14    | 0,347 | 0,20                           |

Примітка. Порядкові номери відповідають порядковим номерам в таблиці 2.4.

Утримання перших п'яти членів апроксимуючого ряду (2.40) дозволило отримати функцію

$$r\left(\frac{h}{g}\right) = 9,215 - 53,22\left(\frac{h}{g}\right)^{1/2} + 127,05\left(\frac{h}{g}\right) - 143,43\left(\frac{h}{g}\right)^{3/2} + 62,74\left(\frac{h}{g}\right)^2. \quad (2.43)$$

Дослідження цієї функції показало, що вона також строго монотонно спадаюча на проміжку зміни відношення  $h/g$  від 0 до 0,5 і не має перегинів на цьому інтервалі (рис. 2.8).

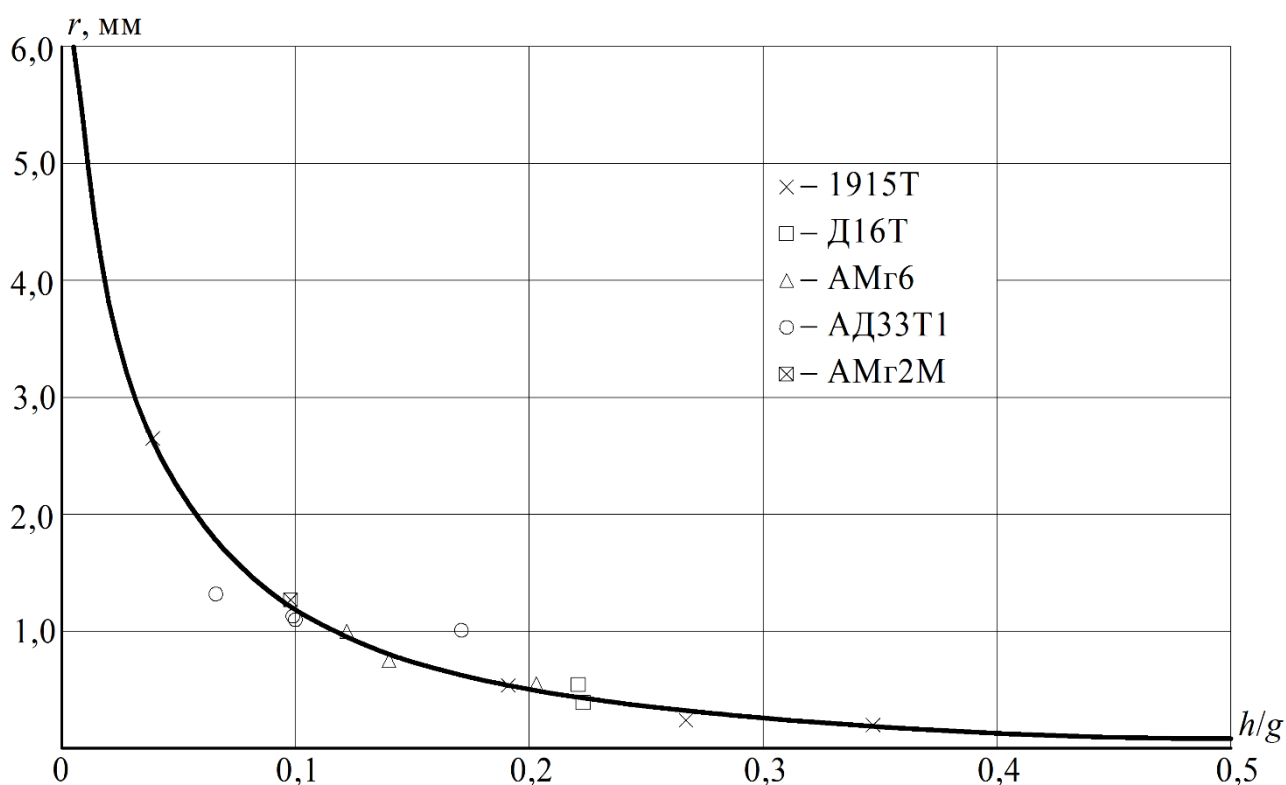


Рис. 2.8. Залежність радіуса переходу від шва до ОМ від відношення висоти до ширини підсилення та розрахункова крива за рівнянням (2.43) для стикових з'єднань алюмінієвих сплавів, виконаних дуговим зварюванням в захисних газах.

Процеси деформування лицьової та кореневої поверхонь зварювальної ванни під дією газодинамічного тиску дуги істотно відрізняються [182]. Крім того, для виключення пропалу металу та якісного формування зворотної сторони шва використовують знімні підкладні формуючі елементи [183], без застосування яких шви матимуть опукло-ввігнуту форму, зумовлену провисанням зварювальної ванни під дією сил тяжіння та тиску дуги [184–186].

Геометричні параметри кореня шва практично визначаються розмірами канавки формуючої підкладки [180, 187], при цьому невідомо чи зберігається встановлений зв'язок між радіусом переходу від кореня шва до ОМ з відношенням висоти до ширини зворотного валика.

Експериментальні вимірювання [176–180] показали, що, як і на лицьовій стороні, радіус переходу від кореня шва до ОМ збільшується зі зменшенням відношення висоти до ширини зворотного валика (табл. 2.6).

Таблиця 2.6.

**Геометричні параметри кореня шва стикових зварних з'єднань  
алюмінієвих сплавів**

| № з/п | Сплав  | Спосіб зварювання | Товщина ( $\delta$ ), мм | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Висота кореня шва ( $h$ ), мм | Ширина кореня шва ( $g$ ), мм | $h/g$ | Джерело |
|-------|--------|-------------------|--------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-------------------------------|-------|---------|
| 1     | АД33Т1 | АДЗНЕ             | 6,0                      | 0,76                        | 1,38                          | 7,90                          | 0,175 | [177]   |
| 2     | АД33Т1 | АДЗНЕ             | 6,0                      | 0,72                        | 1,38                          | 7,80                          | 0,177 | [177]   |
| 3     | Д16Т   | ІДЗПЕ             | 5,0                      | 0,52                        | 1,03                          | 4,51                          | 0,228 | [178]   |
| 4     | АМг6   | ІДЗПЕ             | 6,0                      | 0,51                        | 1,29                          | 4,38                          | 0,295 | [177]   |
| 5     | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 0,45                        | 2,30                          | 7,60                          | 0,303 | [176]   |
| 6     | АД33Т1 | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 0,37                        | 1,37                          | 4,70                          | 0,291 | [180]   |
| 7     | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 0,31                        | 1,40                          | 5,10                          | 0,275 | [176]   |
| 8     | Д16Т   | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 0,31                        | 1,20                          | 3,75                          | 0,320 | [179]   |
| 9     | АМг6   | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 0,31                        | 1,10                          | 3,72                          | 0,296 | [180]   |
| 10    | АМг6   | ІДЗПЕ             | 1,5                      | 0,30                        | 0,56                          | 2,33                          | 0,240 | [178]   |
| 11    | Д16Т   | ІДЗПЕ             | 2,0                      | 0,26                        | 0,97                          | 3,50                          | 0,277 | [179]   |
| 12    | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 0,18                        | 1,20                          | 4,50                          | 0,267 | [176]   |
| 13    | 1915Т  | АДЗПЕ             | 1,7...2,0                | 0,07                        | 2,00                          | 5,40                          | 0,370 | [176]   |

Експериментальні точки (табл. 2.6) достатньо точно описуються розрахунковою кривою (рис. 2.9), тому формула (2.43) може бути рекомендована для визначення радіуса переходу як від лицьового підсилення, так і від кореня шва до ОМ стикових з'єднань алюмінієвих сплавів різних систем легування, виконаних дуговими способами зварювання у захисних газах.

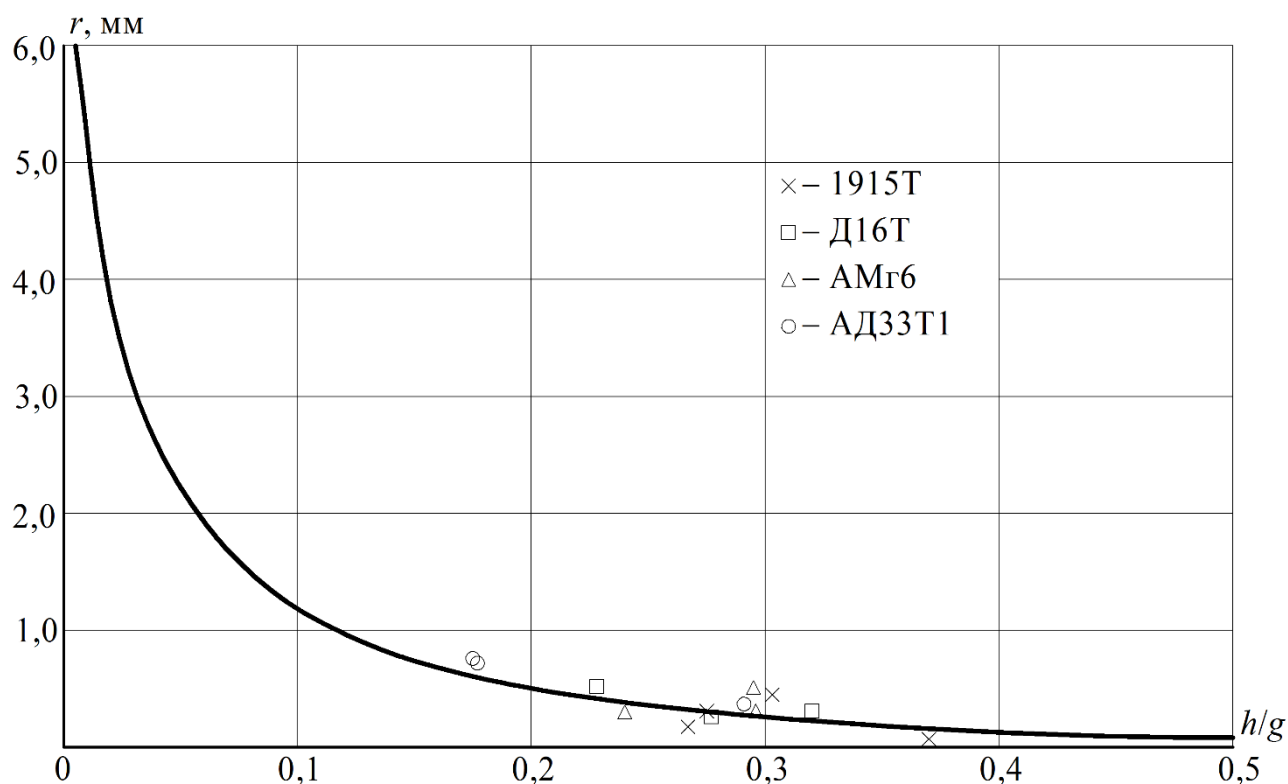
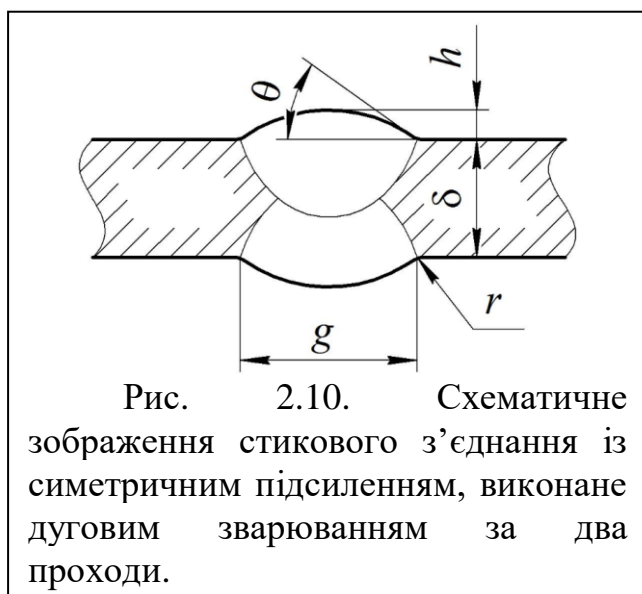


Рис. 2.9. Залежність радіуса переходу від кореня шва до ОМ від відношення висоти до ширини підсилення та розрахункова крива за рівнянням (2.43) для стикових з'єднань алюмінієвих сплавів, виконаних дуговим зварюванням в захисних газах.

Таким чином, за допомогою формули (2.39) та формул (2.41) – (2.43) для сталей та алюмінієвих сплавів, маючи розміри підсилення, що регламентуються стандартами, можна встановити всі основні геометричні параметри стикового зварного з'єднання.

## 2.4 Визначення області достовірності формул, побудованих на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів, при розрахунках напружень розтягування та згинання стикових зварних з'єднань

У попередньому розділі було зазначено, що найбільш широкий діапазон відносних розмірів шва, за яких розрахункове значення ККН у стикових з'єднаннях з симетричним двостороннім підсиленням (рис. 2.10) є достовірним, має формула (1.20), однак далеко не всі тонколистові з'єднання відповідають області її достовірності. Наприклад, для стикового з'єднання типу С7 зі сталі, виконаного зварюванням під флюсом, згідно ГОСТ 8713-79 при товщині зварюваних пластин  $\delta = 2...3$  мм максимальна ширина шва  $g$  складає 10 мм, а його висота  $h$  може змінюватися в межах  $0,5...2,5$  мм, відповідно відношення  $h/g$  змінюється в межах  $0,05...0,25$ . За допомогою формули (2.41) можна встановити, що така зміна відношення  $h/g$  відповідає зміні радіуса переходу від шва до ОМ в інтервалі  $1,2...5,2$  мм. Таким чином, відношення  $r/\delta$  для даного з'єднання змінюється в межах  $0,4...2,6$ , що практично не співпадає з областю достовірності формули (1.20) (див. стор. 57).



Крім того, радіус переходу від шва до ОМ може бути помітно збільшений шляхом застосування післязварювальних обробок перехідної зони [188–190]. Так в роботі [32] було показано, що обробка зварного з'єднання алюмінієвого сплаву Д16Т товщиною 2 мм високочастотним механічним проковуванням бойками діаметром 3 мм призводить до

збільшення радіуса переходу з 0,3 до 3,2 мм, а в роботі [191] за допомогою аргон-дугової обробки зразків у вигляді балок коробчастого перерізу з накладкою, привареною по контуру до однієї з полок, зі сталі 09Г2Д цей радіус

було збільшено з 0,01...0,8 до 9,0...11,0 мм. Очевидно, що формула (1.20) при розрахунку й таких тонколистових з'єднань, які піддавалися післязварювальній обробці для збільшення радіуса переходу, не може дати достовірний результат. Тому необхідно на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів встановити закономірності розподілу напружень у стиковому зварному з'єднанні типу С7 та встановити область достовірності формул цього методу для визначення ККН.

Розглянемо стикове зварне з'єднання з симетричним двостороннім підсиленням (рис. 2.11). Через точку  $A$ , що знаходиться на контурі зони переходу від шва до ОМ проведемо ламаний переріз  $ABCD$ , таким чином, що ділянки  $AB$  та  $CD$  проводяться нормально до контуру на глибину  $a_0$ , а ділянка  $BC$  перпендикулярно осі пластини.

Якщо вважати зону переходу від шва до ОМ концентратором типу галтель, то довжина ділянок  $AB$  та  $CD$  визначається за формулою (2.36), при цьому в якості її висоти  $t$  виступає висота не всього шва  $h$ , а тільки перехідної зони [192].

У відповідності до прийнятої у попередньому підрозділі геометричної моделі шва, висота зони переходу від шва до ОМ визначається через радіус цього переходу та фланговий кут співвідношенням

$$t = r \cdot (1 - \cos \theta). \quad (2.44)$$

За допомогою формул універсальної тригонометричної підстановки [193]

$$\sin \theta = \frac{2 \tan(\theta/2)}{1 + \tan^2(\theta/2)}; \quad \cos \theta = \frac{1 - \tan^2(\theta/2)}{1 + \tan^2(\theta/2)},$$

враховуючи, що згідно з (2.39)

$$\tan \frac{\theta}{2} = 2 \frac{h}{g},$$

співвідношення (2.44) можна переписати у вигляді

$$t = \frac{8r \cdot h^2}{g^2 + 4h^2}. \quad (2.45)$$

Підставляючи (2.45) у (2.36), отримаємо формулу для визначення глибини дії концентратора, що відповідає прийнятій геометричній моделі шва

$$a_0 = 4\sqrt{2} \frac{r \cdot h}{\sqrt{g^2 + 4h^2}}. \quad (2.46)$$

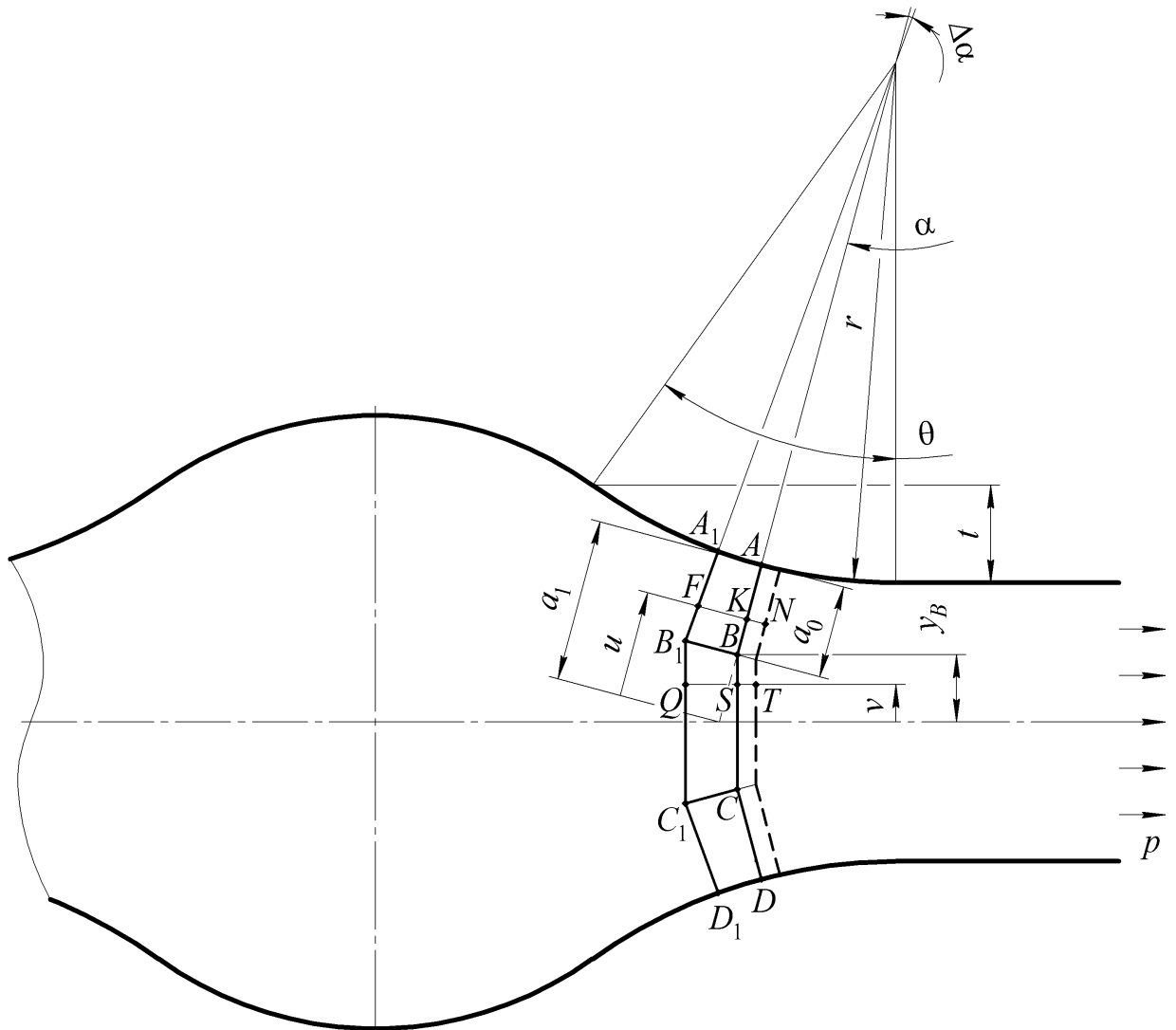


Рис. 2.11. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації стикового зварного з'єднання з симетричним підсиленням та поступальне переміщення перерізу  $ABCD$  при його розтягу.

Через точку  $A_1$  таким же чином проведемо ламаний переріз  $A_1B_1C_1D_1$  так, щоб продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворювали нескінченно малий кут  $\Delta\alpha$ .

Припустімо, що внаслідок деформації розтягу переріз  $A_1B_1C_1D_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABCD$  зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 2.11.

Оскільки загальні обриси ламаних перерізів, зображених на рис. 2.2 та рис. 2.11, та характер їх взаємного переміщення під час деформування співпадають, формули (2.4), (2.10) – (2.13) будуть справедливими і для розглядуваного випадку, а  $y_B$  визначатиметься формулою (2.19).

Напруження на контурі зон переходу від шва до ОМ в точках  $A$  та  $D$  визначимо, підставивши у (2.13)  $u = a_1$

$$\sigma_A^T = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2r \left( \cos \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (2.47)$$

Відомо [194], що максимальна концентрація напружень має місце біля початку підсилення, тобто на лінії сплавлення МШ з ОМ. Отже, вираз для максимального напруження можна отримати, підставивши у формулу (2.47) з урахуванням (2.19) і того, що  $P = p \cdot \delta$ , значення  $\alpha = 0$

$$\sigma_{\max}^T = \sigma_A^T \Big|_{\alpha=0} = \frac{p \cdot \delta \cdot (r + a_0)}{r \left[ 2(r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \delta - 2a_0 \right]}. \quad (2.48)$$

Тоді ККН при розтягу визначатиметься формулою

$$\alpha_{\sigma_w}^T = \frac{\sigma_{\max}^T}{P} = \frac{\delta \cdot (r + a_0)}{r \left[ 2(r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \delta - 2a_0 \right]}. \quad (2.49)$$

Отримані формули справедливі для випадку  $a_0 \leq a_1$ , при чому для стикового зварного з'єднання  $a_1$  визначатиметься формулою (2.16).

Якщо ж  $a_0 \geq a_1$  і глибина дії концентраторів розповсюджується на всю товщину з'єднання, то ділянка  $BC$ , на якій справедлива гіпотеза плоских перерізів, зникає ( $y_B = 0$ ). В такому випадку для визначення ККН у формулі (2.49) слід покласти  $a_0 = a_1$ , тоді отримаємо

$$\alpha_{\sigma_w}^T = \frac{\delta}{2r \cdot \ln \frac{2r + \delta}{2r}}. \quad (2.50)$$

Припустимо тепер, що під дією згинального моменту переріз  $A_1B_1C_1D_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABCD$  повернувся на малий кут  $\Delta\gamma$  і зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 2.12.

Оскільки загальні обриси ламаних перерізів, зображених на рис. 2.4 та рис. 2.12, та характер їх взаємного переміщення під час деформування співпадають, формули (2.26) – (2.29) будуть справедливими і для розглядуваного випадку.

Максимальне напруження в зоні розтягу діє на контурі з'єднання в точці  $A$  і може бути визначене шляхом підстановки  $u = a_1$  у вираз (2.29)

$$\sigma_A^B = \frac{M(y_B + a_0 \cdot \cos \alpha)}{2r \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (2.51)$$

Дослідження [192] показали, що при згинанні, як і при розтягуванні, максимальне напруження діє на лінії сплавлення МШ з ОМ, отже, вираз для його визначення можна отримати, підставивши у (2.51) значення  $\alpha = 0$

$$\sigma_{\max}^B = \sigma_A^B \Big|_{\alpha=0} = \frac{M[y_B(0) + a_0]}{2r \cdot B_0(0)}. \quad (2.52)$$

Оскільки з опору матеріалів відомо, що максимальне напруження при згинанні полоси одиничної товщини без концентраторів напружень визначається за формулою

$$\sigma_{\text{nom}}^B = \frac{6M}{\delta^2},$$

то ККН при згинанні буде визначатися виразом

$$\alpha_{\sigma w}^B = \frac{\sigma_{\max}^B}{\sigma_{\text{nom}}^B} = \frac{\delta^3}{24r \cdot \left[ \left( r + \frac{\delta}{2} \right)^2 \cdot \ln \frac{r+a_0}{r} - a_0 \cdot (r+\delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{(\delta-2a_0)^3}{24(r+a_0)} \right]}. \quad (2.53)$$

Для випадку  $a_0 \geq a_1$  у виразах (2.23), (2.26) та (2.27) слід покласти  $a_0 = a_1$ ,  $y_B = 0$ , тоді напруження на контурі з'єднання в зоні розтягу визначатиметься залежністю

$$\sigma_A^B = \frac{M \cdot a_1}{2r \cdot B_1}. \quad (2.54)$$

де  $B_1$  – геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні, яка у розглядуваному випадку змінюватиметься за законом

$$B_1 = (r + a_1)^2 \ln \frac{r + a_1}{r} - a_1(r + 2a_1) + \frac{a_1^2}{2}. \quad (2.55)$$

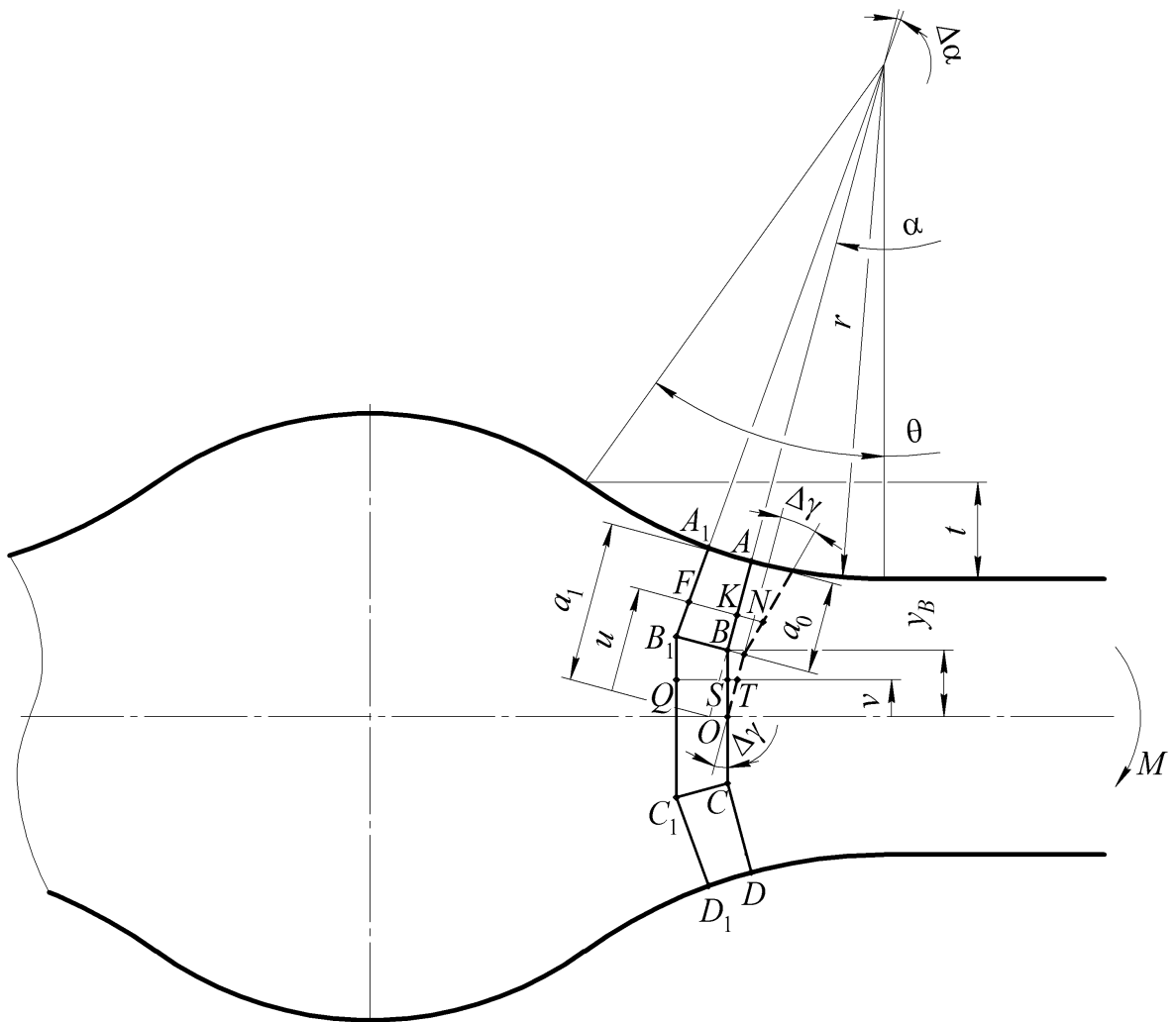


Рис. 2.12. Поворот ламаного перерізу  $ABCD$  в зоні розтягу при згинанні стикового зварного з'єднання з симетричним підсиленням.

Тоді ККН на лінії сплавлення (при  $\alpha = 0$ ) з урахуванням (2.16) визначатиметься за формулою

$$\alpha_{\sigma_w}^B = \frac{\delta^3}{3r \cdot \left[ 2(2r + \delta)^2 \cdot \ln \frac{2r + \delta}{2r} - 4r \cdot \delta - 3\delta^2 \right]}. \quad (2.56)$$

За запропонованими формулами було проведено розрахунок ККН для стикового з'єднання типу С7 згідно з ГОСТ 8713-79 з різними значеннями зведеного радіуса  $r/\delta$  та шириною шва  $g = 10$  мм при розтягуванні та згинанні. Результати розрахунків приведені у табл. 2.7.

Таблиця 2.7.

**Результати теоретичних розрахунків ККН в стикових зварних з'єднаннях із симетричним підсиленням при розтягуванні та згинанні**

| Радіус переходу ( $r$ ), мм | Зведений радіус ( $r/\delta$ ) | Висота шва ( $h$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), ° | Параметр глибини ( $a_0$ ), мм | ККН при розтягу ( $\alpha_{\sigma_w}^T$ ) | ККН при згинанні ( $\alpha_{\sigma_w}^B$ ) |
|-----------------------------|--------------------------------|------------------------|-------------------------------|--------------------------------|---|--|
| 1,2*                        | 0,4                            | 2,5                    | 53,1**                        | 1,30                           | 1,536***                                  | 1,273***                                   |
| 1,5                         | 0,5                            | 2,1                    | 45,6                          | 1,45                           | 1,442***                                  | 1,223***                                   |
| 1,2                         | 0,6                            | 2,5                    | 53,1                          | 1,30                           | 1,375                                     | 1,188                                      |
| 1,6                         | 0,8                            | 2,0                    | 43,6                          | 1,50                           | 1,287                                     | 1,145                                      |
| 2,0                         | 1,0                            | 1,55                   | 34,5                          | 1,55                           | 1,233                                     | 1,117                                      |
| 2,4                         | 1,2                            | 1,22                   | 27,4                          | 1,53                           | 1,196                                     | 1,099                                      |
| 2,8                         | 1,4                            | 1,0                    | 22,6                          | 1,50                           | 1,170                                     | 1,085                                      |
| 3,2                         | 1,6                            | 0,91                   | 20,6                          | 1,57                           | 1,149                                     | 1,075                                      |
| 3,6                         | 1,8                            | 0,79                   | 18,0                          | 1,55                           | 1,133                                     | 1,067                                      |
| 4,0                         | 2,0                            | 0,72                   | 16,4                          | 1,58                           | 1,120                                     | 1,060                                      |
| 4,4                         | 2,2                            | 0,62                   | 14,1                          | 1,51                           | 1,110                                     | 1,055                                      |
| 4,8                         | 2,4                            | 0,58                   | 13,2                          | 1,54                           | 1,101                                     | 1,051                                      |
| 5,2                         | 2,6                            | 0,5                    | 11,4                          | 1,45                           | 1,093                                     | 1,047                                      |

\* Величина радіуса переходу розрахована за формулою (2.41);

\*\* Величина флангового кута розрахована за формулою (2.39);

\*\*\* Значення ККН при розтягуванні та згинанні розраховані за формулами (2.49) та (2.53) відповідно, так як для цих з'єднань  $a_0 < a_1$  при  $\alpha = 0$ , усі інші значення ККН були розраховані за формулами (2.50) та (2.56) відповідно.

Для того щоб встановити області достовірності запропонованих формул був проведений чисельний розрахунок розглянутих з'єднань за допомогою

МСЕ (рис. 2.13). В процесі аналізу сітка скінчених елементів подрібнювалась до тих пір, доки різниця між значеннями напружень в остаточній та попередній моделях не становила менше 5 %, так як за даними роботи [195] таким чином можна виключити вплив розмірів сітки на значення максимальних локальних напружень. При цьому у всіх випадках лінійний розмір елемента в зонах переходу від шва до ОМ складав не більше 0,1 від величини радіуса переходу, так як в роботі [95] було доведено, що при такій дискретизації моделі результати розрахунків МСЕ добре узгоджуються з експериментальними даними.

Порівняння результатів розрахунків за запропонованими математичними формулами та чисельним методом показали, що максимальне відхилення величини ККН при розтягуванні складає дещо більше 1 %, а при згинанні – менше 1 % (табл. 2.8).

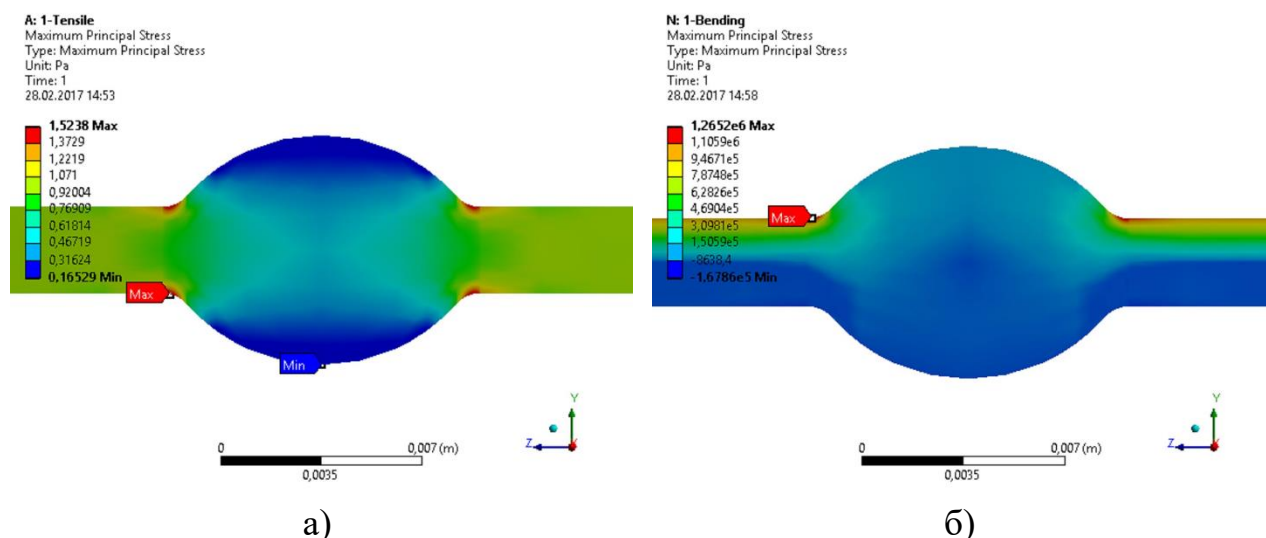


Рис. 2.13. Розрахункові поля напружень в стиковому зварному з'єднанні ( $\delta = 3$  мм,  $r = 1,2$  мм,  $h = 2,5$  мм,  $g = 10$  мм): а) – при розтягуванні; б) – при згинанні.

Таким чином, формули, побудовані на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів, забезпечують достовірний результат розрахунку ККН при розтягуванні та згинанні на всьому дослідженому проміжку зміни зведеного

радіуса від 0,4 до 2,6, який відповідає співвідношенням розмірів стикових швів тонколистових зварних з'єднань.

Таблиця 2.8.

**Порівняння результатів теоретичного та чисельного розрахунків ККН у стикових зварних з'єднаннях із симетричним підсиленням**

| Зведений радіус ( $r/\delta$ ) | ККН при розтягу (теорія) | ККН при розтягу (МСЕ) | Відхилення ККН при розтягу, % | ККН при згинанні (теорія) | ККН при згинанні (МСЕ) | Відхилення ККН при згинанні, % |
|--------------------------------|--------------------------|-----------------------|-------------------------------|---------------------------|------------------------|--------------------------------|
| 0,4                            | 1,536                    | 1,5238                | +0,8                          | 1,273                     | 1,2652                 | +0,62                          |
| 0,5                            | 1,442                    | 1,4403                | +0,12                         | 1,223                     | 1,223                  | 0                              |
| 0,6                            | 1,375                    | 1,36                  | +1,1                          | 1,188                     | 1,1773                 | +0,91                          |
| 0,8                            | 1,287                    | 1,2827                | +0,34                         | 1,145                     | 1,1421                 | +0,25                          |
| 1                              | 1,233                    | 1,2318                | +0,1                          | 1,117                     | 1,118                  | -0,09                          |
| 1,2                            | 1,196                    | 1,1974                | -0,12                         | 1,099                     | 1,101                  | -0,18                          |
| 1,4                            | 1,17                     | 1,1703                | -0,03                         | 1,085                     | 1,0893                 | -0,39                          |
| 1,6                            | 1,149                    | 1,151                 | -0,17                         | 1,075                     | 1,0795                 | -0,42                          |
| 1,8                            | 1,133                    | 1,1348                | -0,16                         | 1,067                     | 1,0719                 | -0,46                          |
| 2                              | 1,12                     | 1,1222                | -0,2                          | 1,06                      | 1,0658                 | -0,54                          |
| 2,2                            | 1,11                     | 1,1106                | -0,05                         | 1,055                     | 1,0608                 | -0,55                          |
| 2,4                            | 1,101                    | 1,1022                | -0,11                         | 1,051                     | 1,0564                 | -0,51                          |
| 2,6                            | 1,093                    | 1,0935                | -0,05                         | 1,047                     | 1,0527                 | -0,54                          |

Також для розглянутих з'єднань було проведено порівняння результатів чисельних розрахунків ККН при розтягу з відповідними результатами, отриманими за найбільш вживаною раніше формулою (1.20). В результаті було встановлено, що для всіх розглянутих з'єднань формула (1.20) дає більш консервативні результати, а максимальне відхилення величини ККН досягає більше 19 % (табл. 2.9).

Таблиця 2.9.

**Порівняння результатів розрахунків ККН при розтягу стикових зварних з'єднань за формулою Стаканова-Костилюва-Рибіна та чисельним методом**

| Радіус переходу ( $r$ ), мм | Товщина ( $\delta$ ), мм | Зведений радіус ( $r/\delta$ ) | Висота шва ( $h$ ), мм | Зведена висота шва ( $h/\delta$ ) | ККН (формула Стаканова) | ККН (МСЕ) | Відхилення значення ККН, % |
|-----------------------------|--------------------------|--------------------------------|------------------------|-----------------------------------|-------------------------|-----------|----------------------------|
| 1,2                         | 3                        | 0,4                            | 2,5                    | 0,83                              | 1,6931                  | 1,5238    | 11,11                      |
| 1,5                         | 3                        | 0,5                            | 2,1                    | 0,7                               | 1,5735                  | 1,4403    | 9,25                       |
| 1,2                         | 2                        | 0,6                            | 2,5                    | 1,25                              | 1,6223                  | 1,36      | 19,29                      |
| 1,6                         | 2                        | 0,8                            | 2,0                    | 1,0                               | 1,4892                  | 1,2827    | 16,10                      |
| 2,0                         | 2                        | 1,0                            | 1,55                   | 0,775                             | 1,3843                  | 1,2318    | 12,39                      |
| 2,4                         | 2                        | 1,2                            | 1,22                   | 0,61                              | 1,3053                  | 1,1974    | 9,01                       |
| 2,8                         | 2                        | 1,4                            | 1,0                    | 0,5                               | 1,2497                  | 1,1703    | 6,79                       |
| 3,2                         | 2                        | 1,6                            | 0,91                   | 0,455                             | 1,2196                  | 1,151     | 5,96                       |
| 3,6                         | 2                        | 1,8                            | 0,79                   | 0,395                             | 1,1886                  | 1,1348    | 4,74                       |
| 4,0                         | 2                        | 2,0                            | 0,72                   | 0,36                              | 1,1676                  | 1,1222    | 4,05                       |
| 4,4                         | 2                        | 2,2                            | 0,62                   | 0,31                              | 1,1434                  | 1,1106    | 2,96                       |
| 4,8                         | 2                        | 2,4                            | 0,58                   | 0,29                              | 1,1308                  | 1,1022    | 2,59                       |
| 5,2                         | 2                        | 2,6                            | 0,5                    | 0,25                              | 1,1125                  | 1,0935    | 1,74                       |

Аналіз отриманих результатів показав, що точність формули (1.20) насамперед залежить від відношення висоти шва до товщини з'єднаних пластин і зменшується зі збільшенням цього відношення для кожної окремої товщини. Навіть при значенні відношення  $h/\delta = 1,0$ , яке є верхньою межею зони достовірності формули, відхилення становить більше 16 %, що є суттєвою похибкою навіть для інженерних розрахунків. Крім того, зі зменшенням товщини точність формули зменшується, так для товщини  $\delta = 2$  мм при відношенні  $h/\delta = 0,775$  відхилення становить 12,39 %, в той час як для товщини  $\delta = 3$  мм при більшому відношенні  $h/\delta = 0,83$  відхилення складає лише 11,11 %.

Таким чином, для тонколистових з'єднань, які часто характеризуються високими значеннями відношення  $h/\delta$ , формула (1.20) може давати істотну похибку.

Тепер порівняємо результати розрахунків ККН при розтягу за формулами (1.20) та (2.49) з експериментальними результатами, отриманими в роботі [196]



Рис. 2.14. Картини ізохром напружень в моделі стикового з'єднання [196].

на моделях з оптично активного матеріалу методом фотопружності (рис. 2.14).

При розрахунках були прийняті такі розміри конструктивних елементів з'єднання та зварного шва, які відповідають співвідношенням розглядуваного з'єднання з роботи [196], а саме  $r = 0,7$  мм,  $h = 2,46$  мм,  $g = 11,2$  мм та  $\delta = 3,4$  мм, для якого експериментально встановлений ККН складає 1,80 (рис. 2.15).

експериментально встановлений ККН складає 1,80 (рис. 2.15).

Теоретические коэффициенты концентрации напряжений для стыковых соединений, определенных на моделях методом фотоупругости

| Первая модель (рис. 46, а) |            |        |            | Вторая модель (рис. 46, б) |            |        |            |       |            |        |            |
|----------------------------|------------|--------|------------|----------------------------|------------|--------|------------|-------|------------|--------|------------|
| $h/B$                      | $B/\delta$ | $B/2R$ | $K_t$      | $h/B$                      | $B/\delta$ | $B/2R$ | $K_t$      | $h/B$ | $B/\delta$ | $B/2R$ | $K_t$      |
| 0,6                        | 2,4        | 1,0    | 1,20; 1,30 | 0,6                        | 2,4        | 19,9   | 2,27; 2,27 | 0,07  | 0,7        | 2,0    | 1,13; 1,26 |
| 0,6                        | 2,4        | 2,0    | 1,26; 1,30 | 0,6                        | 2,4        | 24,3   | 2,34; 2,47 | 0,07  | 0,8        | 2,0    | 1,31; 1,45 |
| 0,3                        | 0,5        | 2,4    | 1,69; 1,73 | 0,6                        | 2,4        | 29,1   | 2,0; 2,39  | 0,07  | 1,0        | 2,0    | 1,16; 1,38 |
| 0,3                        | 0,6        | 2,4    | 1,52; 1,55 | 0,6                        | 2,4        | 35,7   | 2,23; 2,25 | 0,07  | 1,3        | 2,0    | 1,23; 1,31 |
| 0,3                        | 0,7        | 2,4    | 1,54; 1,58 | 0,6                        | 2,4        | 39,1   | 2,40; 2,40 | 0,10  | 0,7        | 2,0    | 1,34; 1,34 |
| 0,3                        | 0,9        | 2,4    | 1,42; 1,45 | 0,6                        | 2,4        | 39,3   | 2,04; 1,91 | 0,10  | 2,0        | 12,0   | 1,89; 1,89 |
| 0,3                        | 1,1        | 2,4    | 1,42; 1,45 | 0,6                        | 2,4        | 39,7   | 2,17; 2,22 | 0,10  | 2,0        | 12,0   | 1,78; 1,78 |
| 0,3                        | 1,4        | 2,4    | 1,34; 1,37 | 0,6                        | 2,4        | 43,0   | 2,31; 2,40 | 0,10  | 2,0        | 12,0   | 1,65; 1,65 |
| 0,6                        | 2,4        | 4,0    | 1,30; 1,37 | 0,6                        | 2,4        | 43,4   | 2,24; 2,52 | 0,10  | 1,0        | 12,0   | 1,73; 1,66 |
| 0,6                        | 2,4        | 6,0    | 1,48; 1,50 | 0,6                        | 2,4        | 45,0   | 2,60; 2,60 | 0,10  | 1,0        | 12,0   | 1,66; 1,66 |
| 0,6                        | 2,4        | 6,4    | 1,62; 1,62 | 0,6                        | 2,4        | 48,0   | 2,66; 2,66 | 0,10  | 2,0        | 30,0   | 1,66; 1,66 |
| 0,6                        | 2,4        | 8,0    | 1,47; 1,50 | 0,6                        | 2,4        | 51,3   | 2,28; 2,36 | 0,10  | 2,0        | 30,0   | 1,67; 1,67 |
| 0,4                        | 1,9        | 8,0    | 1,73; 1,73 | 0,6                        | 2,4        | 52,0   | 2,46; 2,46 | 0,10  | 4,8        | 30,8   | 1,79; 1,79 |
| 0,4                        | 2,3        | 8,0    | 1,87; 1,87 | 0,6                        | 2,4        | 53,5   | 2,80; 2,80 | 0,10  | 5,0        | 30,0   | 1,72; 1,72 |
| 0,4                        | 2,7        | 8,0    | 1,75; 1,75 | 0,6                        | 2,4        | 56,0   | 2,62; 2,62 | 0,10  | 2,0        | 59,4   | 1,81; 1,81 |
| 0,4                        | 1,0        | 8,0    | 1,73; 1,73 | 0,6                        | 2,4        | 56,0   | 2,95; 2,95 | 0,10  | 5,4        | 60,0   | 1,72; 1,72 |
| 0,4                        | 4,2        | 8,0    | 1,81; 1,81 | 0,6                        | 2,4        | 59,5   | 2,95; 2,95 | 0,11  | 5,0        | 60,0   | 1,69; 1,69 |
| 0,4                        | 5,8        | 9,7    | 1,60; 1,60 | 0,6                        | 2,4        | 60,0   | 2,82; 2,82 | 0,10  | 2,0        | 60,7   | 1,82; 1,82 |
| 0,6                        | 2,4        | 9,7    | 1,86; 1,85 | 0,6                        | 2,4        | 61,0   | 2,60; 2,60 | 0,10  | 2,0        | 61,0   | 1,75; 1,75 |
| 0,6                        | 2,4        | 12,4   | 1,67; 1,73 | 0,6                        | 2,4        | 65,0   | 2,63; 2,64 | 0,22  | 3,3        | 8,0    | 1,80; 1,80 |
|                            |            |        |            |                            |            |        |            | 0,25  | 0,7        | 2,0    | 1,34; 1,34 |

Рис. 2.15. Відносні розміри моделей (розглянуту модель виділено червоним) та результати вимірювання ККН в них поляризаційно-оптичним методом [196].

Результати розрахунків показали, що значення теоретичного ККН за формулою (2.49) становить 1,78, яке приблизно на 1 % менше від експериментально встановленого значення, а за формулою (1.20) – 1,91, яке більше ніж на 6 % перевищує експериментально встановлене значення.

Таким чином, бачимо, що запропонована в цьому розділі формула (2.49) дає результат, який мало відрізняється від експериментального, а формула (1.20) і в цьому випадку дає дещо завищений результат.

## Висновки за розділом 2

1. Вказано на недоліки класичної гіпотези ламаних перерізів, встановлені причини їх виникнення та запропоновано спосіб її модифікації з метою усунення цих недоліків. Доведено, що заміна гіпотетичної траєкторії деформування, запропонованої в класичному варіанті гіпотези, на альтернативну забезпечує виконання умов однозначності напружень у всіх точках ламаного перерізу.

2. Виявлено взаємозв'язок положень гіпотези ламаних перерізів щодо розрахунку параметра, який характеризує глибину дії концентратора, з результатами точної теорії та встановлено математичну залежність цього параметра від геометричних характеристик концентратора типу радіусного переходу від шва до основного металу.

3. Шляхом апроксимації дискретних даних поліномами з дробовими степенями за допомогою системи автоматизованого проектування MathCAD були отримані емпіричні формули для визначення радіуса переходу від шва до основного металу через відношення висоти до ширини шва стикових з'єднань зі сталей, отриманих зварюванням під флюсом, та стикових з'єднань зі сталей та алюмінієвих сплавів, отриманих зварюванням в захисних газах.

4. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів встановлені функціональні залежності для визначення напружень в зонах переходу від шва до основного металу при розтягуванні або згинанні стикового зварного

з'єднання з двостороннім симетричним підсиленням та отримані математичні формули для визначення ККН. Для з'єднань з відношенням радіуса переходу до товщини з'єднаних пластин від 0,4 до 2,6 проведено розрахунок ККН за отриманими формулами та за допомогою МСЕ. В результаті встановлено, що максимальне відхилення результатів розрахунку при розтягуванні склало 1,10 %, а при згинанні – 0,91 %, тому область достовірності запропонованих формул розповсюджується на весь досліджуваний інтервал зміни відношення радіуса переходу до товщини, який відповідає співвідношенням розмірів тонколистових стикових з'єднань.

### РОЗДІЛ 3

## ВИВЧЕННЯ ЗАКОНОМІРНОСТЕЙ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ В ТОНКОЛИСТОВИХ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ ЗА ВІДСУТНОСТІ КОРЕНЯ ШВА

Найпростішим прикладом стикових зварних з'єднань з асиметричним відносно осі прикладення навантаження підсиленням є з'єднання без кореня шва. Згідно з ГОСТ 14771-76 з'єднання С2, С4, С9, С17, С18 та С22 допустимо виконувати без формування кореня шва.

Розглянувши розміри вказаних швів, регламентовані для цих з'єднань, можна побачити, що їх співвідношення практично не потрапляють в область достовірності формул для з'єднань без кореня шва, розглянутих в роботі [129] (див. стор. 57). Наприклад, для з'єднання С4 товщиною 1,5...2,8 мм висота шва може змінюватися в межах 0,5...2,0 мм, отже, відношення  $h/\delta$  буде змінюватися в межах 0,18...1,33, хоча верхня межа цього відношення в наявних формулах складає лише 0,25.

Невідповідність розрахункових даних, отриманих за емпіричними формулами з роботи [129], зоні «достовірних рекомендацій» при розтягу зварних з'єднань малої товщини асиметричних відносно осі прикладення зовнішнього навантаження можна пояснити реалізацією напруженого стану позацентрового розтягування, зумовленого цією асиметрією. Найбільш відчутно цей ефект проявляється при розтягуванні таврових з'єднань, оскільки наявність ребра змінює жорсткість в області кромки зварного шва, що призводить до виникнення напружень згину та нерівномірного розподілу сумарних напружень по товщині [197], внаслідок чого відбувається стиск вільного від закріплення ребра.

У тонколистових стикових з'єднаннях, для яких висота шва сумірна з товщиною зварюваних пластин, підсилення створює такий самий ефект, як і ребро у таврових з'єднаннях, внаслідок чого напруження згину спричиняють стиск на лицьовій та розтяг на кореневій стороні з'єднання. Алгебраїчне

сумування цих напружень з напруженнями від осевого навантаження буде призводити до зменшення робочих напружень на лицьовій та їх збільшення на кореневій стороні з'єднання [198], тому ексцентриситет необхідно враховувати при розрахунках напруженого стану з'єднань без кореня шва.

### 3.1 Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації напружень стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням та визначення їх характерних розмірів

При визначенні положення центрів інерції на ділянці зі швом стикового зварного з'єднання з одностороннім підсиленням використовуємо прийняту раніше геометричну модель шва у вигляді дуг кіл, що дотикаються (рис. 3.1).

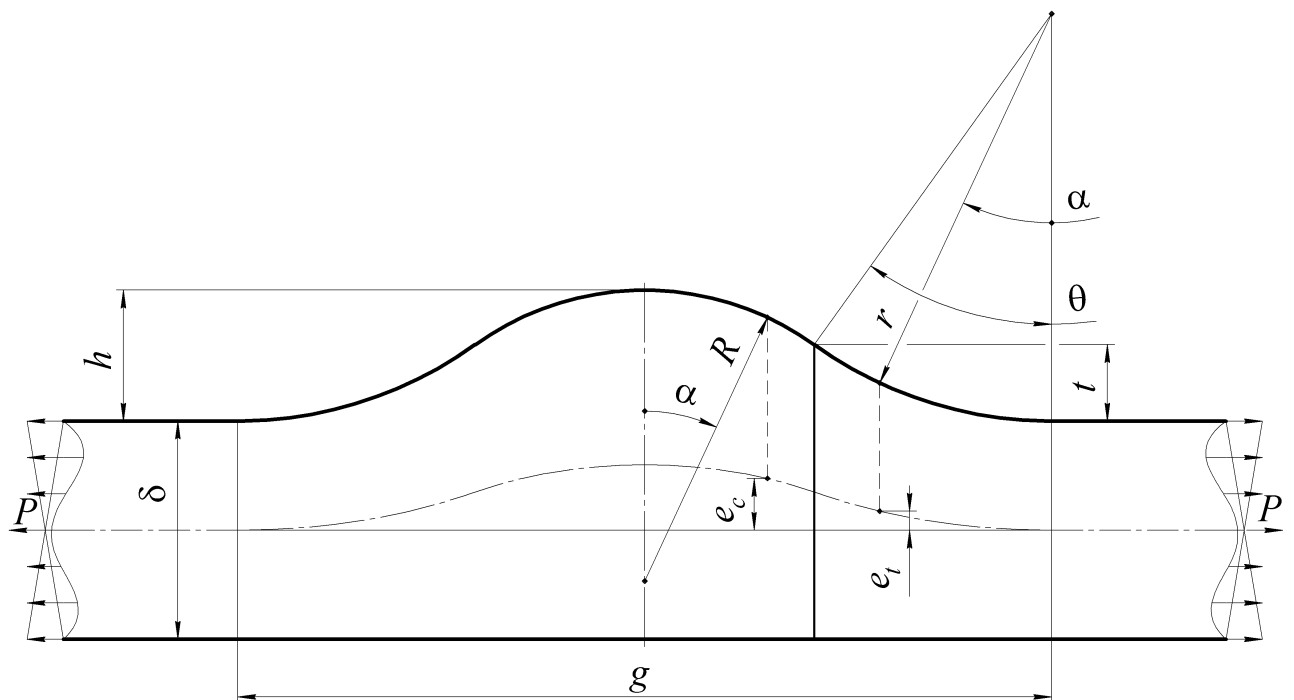


Рис. 3.1. Схема навантаження стикового зварного з'єднання без кореня шва при розтягуванні та положення лінії центрів інерції.

Очевидно, що ексцентриситет буде дорівнювати половині висоти підсилення, тоді в зоні переходу від шва до ОМ, якщо координату  $\alpha$  відраховувати від лінії сплавлення, він визначається залежністю

$$e_t = \frac{1}{2} r \cdot (1 - \cos \alpha). \quad (3.1)$$

Якщо відраховувати координату  $\alpha$  від осі шва, то ексцентриситет на ділянці, яка відповідає його опуклій частині, буде визначатися залежністю

$$e_c = \frac{1}{2} [h - R \cdot (1 - \cos \alpha)], \quad (3.2)$$

де  $R$  – радіус опуклої частини шва.

У точці дотикання ( $\alpha = \theta$ ) радіуси кіл, які описують зону переходу від шва до ОМ та опуклу частину шва, опиняться на одній лінії, що дає змогу записати

$$\frac{g}{2} = (R + r) \sin \theta. \quad (3.3)$$

Шляхом тригонометричних перетворень формули (2.39) встановимо

$$\sin \theta = \frac{4g \cdot h}{g^2 + 4h^2}. \quad (3.4)$$

Підставляючи (3.4) в (3.3), можемо виразити радіус опуклої частини шва

$$R = \frac{g^2 + 4h^2}{8h} - r. \quad (3.5)$$

Через точку  $A$ , яка знаходиться на контурі зони переходу від шва до ОМ розглядуваної моделі з'єднання, за правилами, описаними в підрозділі 2.1, проведемо ламаний переріз  $ABC$  (рис. 3.2).

Згідно з побудовами відстань по нормалі від контуру зони переходу до лінії положення центрів інерції  $a_{e1}$  буде змінюватись в залежності від положення перерізу за законом

$$a_{e1} = \frac{r + \frac{\delta}{2}}{\cos \alpha} - r - \frac{y_1}{\cos \alpha} = \frac{\delta - 2y_1 + 2r(1 - \cos \alpha)}{2 \cos \alpha}. \quad (3.6)$$

Зауважимо, що ця залежність ідентична залежності (2.16) за винятком наявності члена  $y_1$ , який визначає ексцентриситет прикладення навантаження у точці  $D$ . Тому для його визначення необхідно встановити координату точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $AD$ , з лінією положення центрів інерції перерізів.

Якщо прийняти координатну систему із центром у точці перетину нормалі до контуру з'єднання на кромці шва із лінією прикладення навантаження (точка  $O$  на рис. 3.2), то координата  $x$  буде пов'язана з координатою  $\alpha$ , яка визначає положення ламаного перерізу, залежністю

$$x = r \cdot \sin \alpha, \quad (3.7)$$

а координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає зоні переходу від шва до ОМ, визначається залежністю (3.1), яку можна переписати у вигляді

$$r - 2y = r \cdot \cos \alpha. \quad (3.8)$$

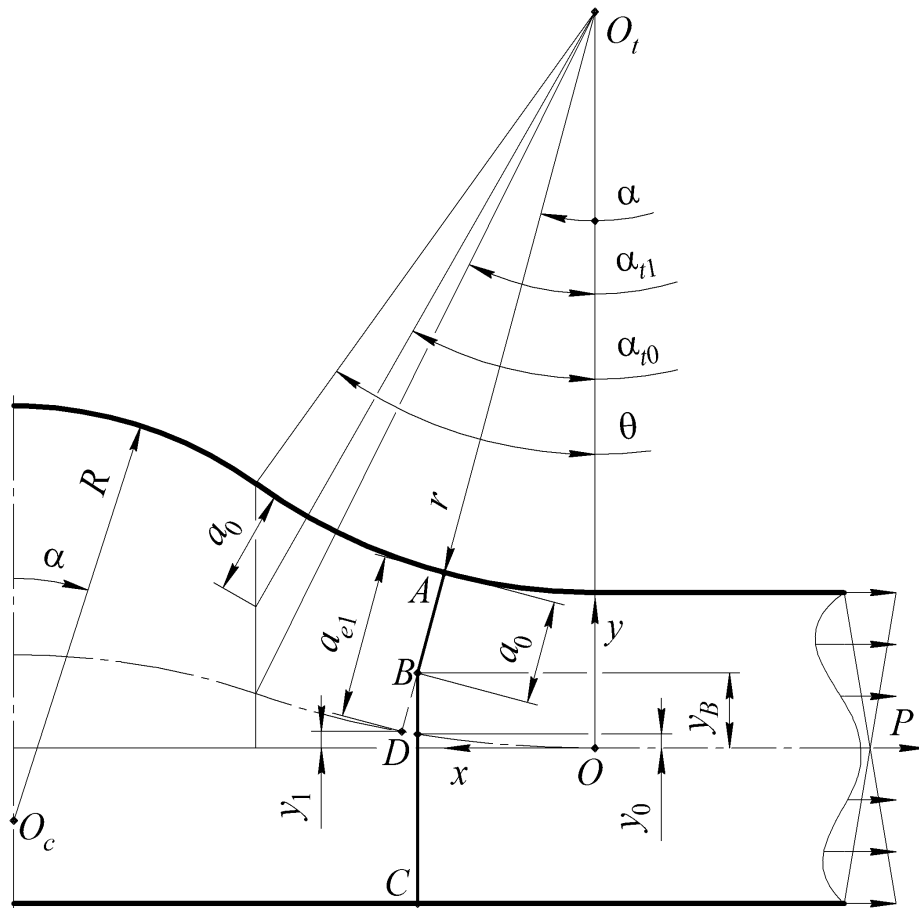


Рис. 3.2. Форма та характерні розміри ламаного перерізу в зоні переходу від шва до ОМ у стиковому з'єднанні з одностороннім підсиленням.

Прирівнявши суми квадратів правих та лівих частин виразів (3.7) та (3.8), визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці з'єднання, що відповідає зоні переходу від шва до ОМ

$$x^2 = 4r \cdot y - 4y^2. \quad (3.9)$$

Пряма, на якій лежить відрізок  $AD$ , проходить через точку  $O_t$  з координатами  $(0; r + \delta/2)$  та перетинає вісь  $x$  у точці з координатами  $((r + \delta/2) \cdot \tan \alpha; 0)$ , тому її рівняння має вигляд [199]

$$\frac{x-0}{\left(r + \frac{\delta}{2}\right) \tan \alpha - 0} = \frac{y - \left(r + \frac{\delta}{2}\right)}{0 - \left(r + \frac{\delta}{2}\right)},$$

або після перетворень

$$x = \left(r + \frac{\delta}{2} - y\right) \tan \alpha. \quad (3.10)$$

Підставивши  $x$  із (3.10) у (3.9), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  для випадку, коли точка  $D$  знаходиться на ділянці лінії положення центрів інерції перерізів, яка відповідає зоні переходу від шва до ОМ

$$\left(4 + \tan^2 \alpha\right) y_1^2 - \left(4r + (2r + \delta) \tan^2 \alpha\right) y_1 + \left(r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \tan^2 \alpha = 0,$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_1 = \frac{\left(\frac{\delta}{2} + r\right) \cdot \tan^2 \alpha + 2r - \sqrt{4r^2 - \delta \cdot (2r + \delta) \cdot \tan^2 \alpha}}{4 + \tan^2 \alpha}. \quad (3.11)$$

Розглянувши рис. 3.2, можемо побачити, що при зростанні координати  $\alpha$  вище деякого значення  $\alpha_{t1}$  точка  $D$  лежатиме на ділянці лінії положення центрів інерції, яка відповідає опуклій частині шва. Оскільки координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\alpha = \alpha_{t1}$ , визначається з (3.7) при  $\alpha = \theta$ , а координата  $y$  цієї точки – з (3.1) при такому ж значенні  $\alpha$ , то значення  $\alpha_{t1}$  можемо визначити за формулою

$$\alpha_{t1} = \arctan \frac{2r \cdot \sin \theta}{\delta + r(1 + \cos \theta)}. \quad (3.12)$$

З іншого боку, координату  $x$  у прийнятій системі координат з центром у точці  $O$  можна пов'язати з координатою  $\alpha$  залежністю

$$x = g/2 - R \cdot \sin \alpha, \quad (3.13)$$

а координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині шва, визначається залежністю (3.2), яку можна представити у вигляді

$$2y + R - h = R \cdot \cos \alpha. \quad (3.14)$$

Якщо (3.13) переписати у вигляді

$$\frac{g}{2} - x = R \cdot \sin \alpha \quad (3.15)$$

та прирівняти суми квадратів правих та лівих частин виразів (3.14) і (3.15), визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці з'єднання, яка відповідає опуклій частині шва

$$\left(\frac{g}{2} - x\right)^2 = 2R(h - 2y) - (h - 2y)^2. \quad (3.16)$$

Підставивши  $x$  із (3.10) у (3.16), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  у випадку, коли точка  $D$  лежить на ділянці лінії положення центрів інерції, яка відповідає опуклій частині шва

$$\begin{aligned} & \left(4 + \tan^2 \alpha\right) y_1^2 - \left(4R - 4h + g \cdot \tan \alpha - (2r + \delta) \tan^2 \alpha\right) y_1 + \\ & + \frac{g^2}{4} - g \left(r + \frac{\delta}{2}\right) \tan \alpha + \left(r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \tan^2 \alpha + h^2 - 2R \cdot h = 0. \end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned}
y_1 = & \frac{2h - 2R + \left(r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan^2 \alpha - \frac{g}{2} \tan \alpha}{4 + \tan^2 \alpha} + \\
& + \frac{\sqrt{4R^2 - g^2 + 2g \cdot (R + \delta - h + 2r) \cdot \tan \alpha + \dots}}{4 + \tan^2 \alpha} \\
& \frac{\dots + \left[2R(h - \delta - r) - (\delta - h)^2 + 4r(h - \delta - r)\right] \cdot \tan^2 \alpha}{4 + \tan^2 \alpha}.
\end{aligned} \tag{3.17}$$

Ще одним характерним розміром перерізу є ексцентриситет в точці його перетину з лінією положення центрів інерції  $y_0$ , оскільки саме ця лінія розмежовує розтягнену та стиснуту зони перерізу при згинанні.

Так як відрізок  $BC$  паралельний осі  $y$ , рівняння прямої на якій він лежить згідно з побудовами (див. рис. 3.2) матиме вигляд

$$x = (r + a_0) \sin \alpha. \tag{3.18}$$

Підставивши  $x$  із (3.18) у (3.9), отримаємо рівняння для визначення  $y_0$  випадку, коли відрізок  $BC$  перетинає лінію положення центрів інерції перерізів на ділянці, яка відповідає зоні переходу від шва до ОМ

$$y_0^2 - r \cdot y_0 + \frac{(r + a_0)^2}{4} \sin^2 \alpha = 0.$$

Його розв'язок, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_0 = \frac{1}{2} \left( r - \sqrt{r^2 - (r + a_0)^2 \cdot \sin^2 \alpha} \right). \tag{3.19}$$

Розглянувши рис. 3.2, можемо побачити, що при зростанні координати  $\alpha$  вище деякого значення  $\alpha_{t0}$  відрізок  $BC$  перетинатиме лінію положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині шва. Оскільки координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\alpha = \alpha_{t0}$ , визначається з (3.7) при  $\alpha = \theta$ , а довжина відрізка, проведеного з точки  $O_t$  до перетину з прямою  $x = r \cdot \sin \theta$ , складає  $r + a_0$ , то значення  $\alpha_{t0}$  можемо визначити за формулою

$$\alpha_{t0} = \arcsin \frac{r \cdot \sin \theta}{r + a_0}. \tag{3.20}$$

Підставивши  $x$  із (3.18) у (3.16), отримаємо рівняння для визначення  $y_0$  у випадку, коли відрізок  $BC$  перетинає лінію положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині шва

$$y_0^2 - (h - R)y_0 + \frac{1}{4} \left[ h^2 - 2R \cdot h + \left( \frac{g}{2} - (r + a_0) \sin \alpha \right)^2 \right] = 0.$$

Його розв'язок, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_0 = \frac{1}{2} \left( h - R + \sqrt{R^2 - \left( \frac{g}{2} - (r + a_0) \sin \alpha \right)^2} \right). \quad (3.21)$$

### 3.2 Основні співвідношення для визначення напружень розтягування та згинання

По аналогії з перерізом  $ABC$  через точку  $A_1$  проведемо інший ламаний переріз  $A_1B_1C_1$  таким чином, щоб продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворювали нескінченно малий кут  $\Delta\alpha$  (рис. 3.3).

Припустимо, що внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABC$  зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 3.3, при цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r + a_{e1} - u) \cdot \Delta\alpha}. \quad (3.22)$$

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження  $\sigma_v^T$ , яке, як і в пластині з вирізами, визначатиметься формулою (2.11).

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини матиме вигляд

$$P = \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_u^T du \cdot \cos \alpha + \int_{-y_B+y_0}^{\delta/2+y_0} \sigma_v^T dv. \quad (3.23)$$

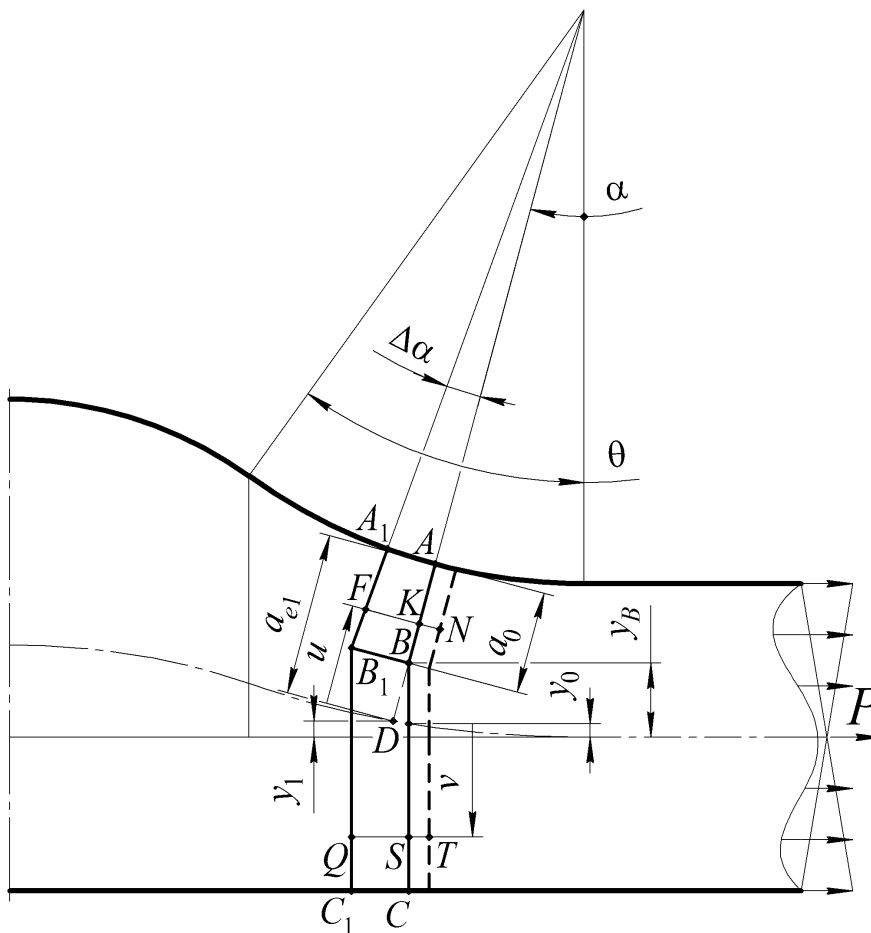


Рис. 3.3. Взаємне положення ламаних перерізів в зоні переходу від шва до ОМ стикового зварного з'єднання та поступальне переміщення перерізу  $ABC$  при його розтягу.

Підставляючи вирази для напружень (2.11) та (3.22) в умову рівноваги (3.23), після інтегрування отримаємо

$$\frac{P}{T_0} = \frac{KN \cdot E}{\Delta \alpha}, \quad (3.24)$$

де  $T_0$  – геометрична характеристика ламаного перерізу при розтягу, яка змінюється від перерізу до перерізу за законом

$$T_0 = \cos \alpha \cdot \ln \frac{r+a_0}{r} + \frac{\delta+2y_B}{2(r+a_0)}. \quad (3.25)$$

Підставивши тотожність (3.24) у вирази (3.22) та (2.11), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу  $P$  та напруженнями на ділянках  $AB$

$$\sigma_u^T = \frac{P}{(r + a_{e1} - u) \cdot T_0} \quad (3.26)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^T = \frac{P}{(r + a_0) \cdot T_0} \quad (3.27)$$

відповідно.

Аналіз виразів (3.26) та (3.27) свідчить про те, що на ділянці  $BC$ , напруження, як і в пластині з вирізами, постійне по товщині, тому напруження на кореневій стороні з'єднання від осьового навантаження визначаються залежністю (3.27). В той час як на ділянці  $AB$  напруження досягає максимуму на контурі зони переходу від шва до ОМ при  $u = a_{e1}$

$$\sigma_u^T \Big|_{u=a_{e1}} = \sigma_f^T = \frac{P}{r \cdot T_0} \quad (3.28)$$

Отримані формули справедливі для випадку  $a_0 \leq a_{e1}$ , тобто коли відрізок  $AB$  не перетинає лінію положення центрів інерції.

Якщо ж  $a_0 \geq a_{e1}$ , то у виразах (2.11) та (2.19) слід покласти  $a_0 = a_{e1}$ , а в умові (3.23) покласти  $a_0 = a_{e1}$  та  $y_0 = y_1$ , тоді нижні границі в обох інтегралах (3.23) обертаються на нуль і геометричну характеристику ламаних перерізів при розтягу  $T_0$  слід замінити характеристикою

$$T_1 = \cos \alpha \cdot \ln \frac{r + a_{e1}}{r} + \frac{\delta + 2y_1}{2(r + a_{e1})}, \quad (3.29)$$

а напруження від осьового навантаження на лицьовій та кореневій сторонах зварного з'єднання будуть визначатися виразами

$$\sigma_f^T = \frac{P}{r \cdot T_1} \quad (3.30)$$

та

$$\sigma_r^T = \frac{P}{(r + a_{e1}) \cdot T_1} \quad (3.31)$$

відповідно.

Як було зазначено вище, величина згинального моменту визначається ексцентриситетом прикладання осьового навантаження на ділянці зі швом і тому в зоні переходу від шва до ОМ пов'язана з ним залежністю

$$M = P \cdot e_t. \quad (3.32)$$

Припустимо, що під дією згинального моменту переріз  $A_1B_1C_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABC$  повернувся на малий кут  $\Delta\gamma$  і зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 3.4, при цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^B = \frac{\left( \frac{y_B - y_0}{\cos \alpha} + u - a_{e1} + a_0 \right) \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_{e1} - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (3.33)$$

так як згідно з побудовами (рис. 3.3 та рис. 3.4)

$$KN = \frac{y_B - y_0}{\cos \alpha} \tan \Delta\gamma + (u - a_{e1} + a_0) \cdot \tan \Delta\gamma.$$

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від центру інерції перерізу, вкоротиться на величину  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження стиску  $\sigma_v^B$ , яке, як і при згинанні полоси з галтелями, визначатиметься формулою (2.17).

Умова рівноваги для з'єднання одиничної ширини при згинанні матиме вигляд

$$M = \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_u^B \cdot \left( \frac{y_B - y_0}{\cos \alpha} + u - a_{e1} + a_0 \right) du + \int_{-y_B+y_0}^{\delta/2+y_0} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (3.34)$$

Підставляючи вирази для напружень (2.17) та (3.33) в умову рівноваги (3.34), після інтегрування отримаємо

$$\frac{M}{B_0} = \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\alpha}, \quad (3.35)$$

причому геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні в розглядуваному випадку буде змінюватись за законом

$$\begin{aligned}
 B_0 = & \frac{(y_B - y_0 - (a_{e1} - a_0) \cos \alpha)^2}{\cos^2 \alpha} \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \\
 & + \frac{2(y_B - y_0 - (a_{e1} - a_0) \cos \alpha)}{\cos \alpha} \cdot \left[ (r + a_{e1}) \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0 \right] + \quad (3.36) \\
 & + (r + a_{e1})^2 \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0(r + 2a_{e1}) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{(y_B - y_0)^3 + \left(\frac{\delta}{2} + y_0\right)^3}{3(r + a_0) \cos \alpha}.
 \end{aligned}$$

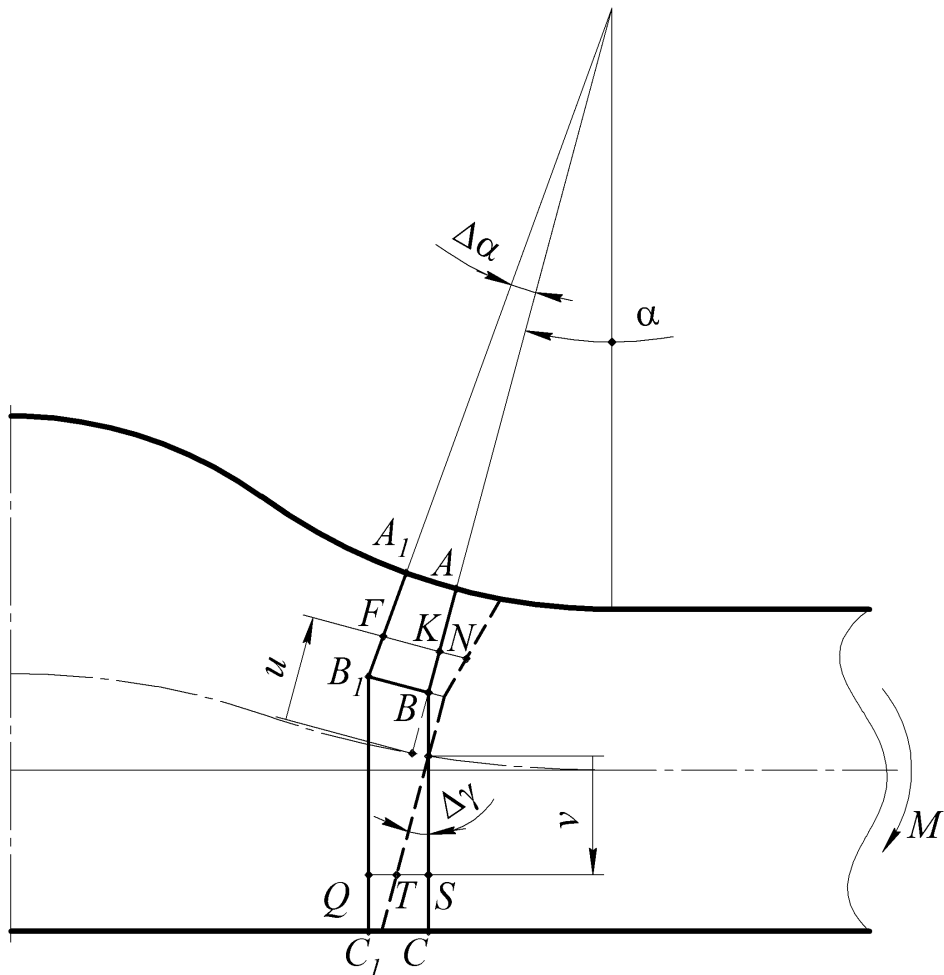


Рис. 3.4. Поворот ламаного перерізу  $ABC$  при згинанні стикового з'єднання.

Підставивши тотожність (3.35) у вирази (3.33) та (2.17), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянках  $AB$

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B - y_0 + (u - a_{e1} + a_0)\cos\alpha)}{(r + a_{e1} - u) \cdot B_0 \cdot \cos\alpha} \quad (3.37)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos\alpha} \quad (3.38)$$

відповідно.

Якщо у формулі (3.37) покласти  $u = a_{e1}$ , отримаємо згинальне напруження, яке діє на контурі зони переходу від шва до ОМ

$$\sigma_f^B = \frac{M(y_B - y_0 + a_0 \cdot \cos\alpha)}{r \cdot B_0 \cdot \cos\alpha}. \quad (3.39)$$

Згинальне напруження, яке діє на кореневій стороні з'єднання, отримаємо підстановкою в формулу (3.38)  $v = y_0 + \delta/2$ , тоді

$$\sigma_r^B = \frac{M \cdot (\delta + 2y_0)}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos\alpha}. \quad (3.40)$$

Отримані формули справедливі для випадку  $a_0 \leq a_{e1}$ , якщо ж ця умова не виконується, то у виразі (2.17) слід покласти  $a_0 = a_{e1}$ , а у виразах (3.33) та (3.34) покласти  $a_0 = a_{e1}$  та  $y_0 = y_1$ . В такому випадку геометричну характеристику ламаних перерізів при згинанні  $B_0$  слід замінити характеристикою

$$B_1 = (r + a_{e1})^2 \ln \frac{r + a_{e1}}{r} - a_{e1}(r + 2a_{e1}) + \frac{a_{e1}^2}{2} + \frac{(\delta + 2y_1)^3}{24(r + a_{e1})\cos\alpha}. \quad (3.41)$$

Тоді згинальні напруження на ділянках  $AB$  та  $BC$  визначатимуться виразами

$$\sigma_u^B = \frac{M \cdot u}{(r + a_{e1} - u) \cdot B_1} \quad (3.42)$$

та

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r + a_{e1}) \cdot B_1 \cdot \cos\alpha} \quad (3.43)$$

відповідно.

Таким чином, напруження на контурі зони переходу від шва до основного металу отримаємо підстановкою  $u = a_{e1}$  у вираз (3.42)

$$\sigma_f^B = \frac{a_{e1} \cdot M}{r \cdot B_1}, \quad (3.44)$$

а напруження на кореневій стороні зварного з'єднання – підстановкою у вираз (3.43)  $v = y_1 + \delta/2$

$$\sigma_r^B = \frac{(\delta + 2y_1) \cdot M}{2(r + a_{e1}) \cdot B_1 \cdot \cos \alpha}. \quad (3.45)$$

### 3.3 Розрахунки напружень у тонколистових стикових зварних з'єднаннях без кореня шва. Визначення коефіцієнтів концентрації напружень

Так як дія згинального моменту на ділянці з одностороннім підсиленням викликає напруження стиску на лицьовій стороні з'єднання, сумарні напруження в зоні переходу від шва до ОМ у випадку  $a_0 \leq a_{e1}$  визначатимуться як різниця напружень розтягу (3.28) та згину (3.39), тоді з урахуванням (3.1) та (3.32) можемо записати

$$\sigma_f^\Sigma = P \left[ \frac{1}{r \cdot T_0} - \frac{(1 - \cos \alpha) \cdot (y_B - y_0 + a_0 \cdot \cos \alpha)}{2B_0 \cdot \cos \alpha} \right]. \quad (3.46)$$

Якщо ж  $a_0 > a_{e1}$ , то ці напруження визначатимуться як різниця напружень (3.30) та (3.44)

$$\sigma_f^\Sigma = P \left[ \frac{1}{r \cdot T_1} - \frac{a_{e1}(1 - \cos \alpha)}{2B_1} \right]. \quad (3.47)$$

В кореневій частині з'єднання напруження розтягу та згину мають один знак, тому у випадку  $a_0 \leq a_{e1}$  вони визначатимуться як сума напружень (3.29) та (3.40)

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r + a_0} \left[ \frac{1}{T_0} + \frac{r(1 - \cos \alpha) \cdot (\delta + 2y_0)}{4B_0 \cdot \cos \alpha} \right], \quad (3.48)$$

а у випадку  $a_0 > a_{e1}$  – як сума напружень (3.31) та (3.45)

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r + a_{e1}} \left[ \frac{1}{T_1} + \frac{r(1 - \cos \alpha) \cdot (\delta + 2y_1)}{4B_1 \cdot \cos \alpha} \right]. \quad (3.49)$$

Без урахування локальної геометрії зони переходу від шва до ОМ напруження на лицевій стороні з'єднання визначаються за формулою [200]

$$\sigma_f^\Sigma = P \frac{\delta - 4e_t}{(\delta + 2e_t)^2}, \quad (3.50)$$

а на кореневій стороні – за формулою [198]

$$\sigma_r^\Sigma = P \frac{\delta + 8e_t}{(\delta + 2e_t)^2}. \quad (3.51)$$

Для того щоб оцінити вплив локального концентратора на розподіл напружень розрахуємо їх на ділянці зі швом зразків тонколистових стикових з'єднань алюмінієвого сплаву 1460Т1, виконаних АДЗНЕ (рис. 3.5), зі знятою кореневою опуклістю, з відомими розмірами конструктивних елементів шва (табл. 3.1).

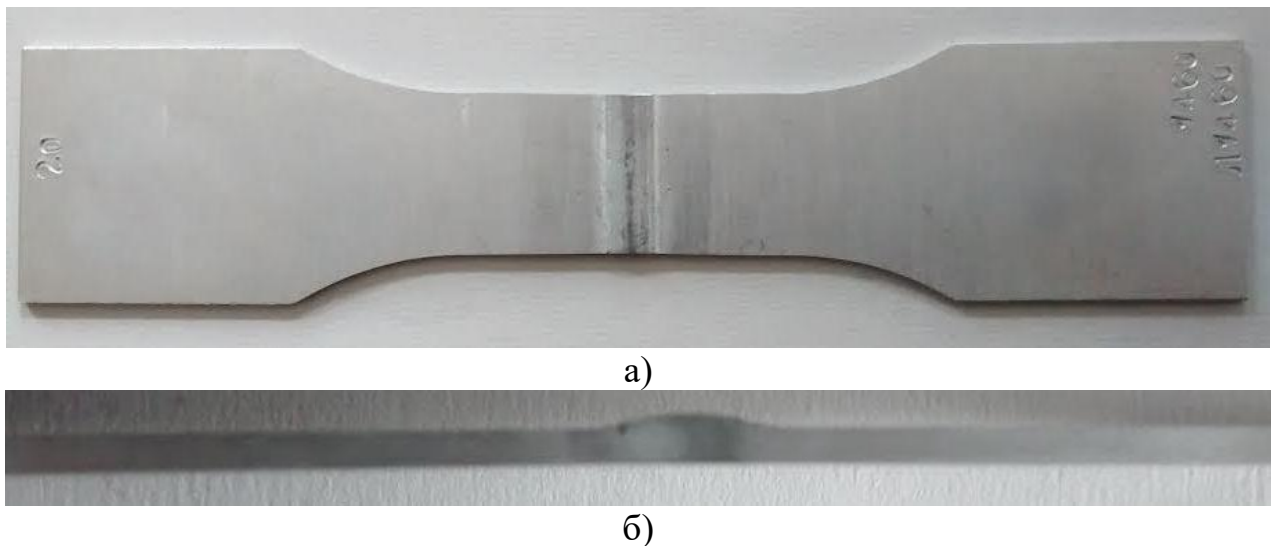


Рис. 3.5. Зразок для випробувань стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1460Т1, виконаного АДЗНЕ, товщиною 1,8 мм: а) – зовнішній вигляд; б) – профіль зварного шва.

За даними табл. 3.1 для всіх розглядуваних зразків має місце  $a_{e1}(\theta) < a_0$ , тому на всьому інтервалі зміни  $\alpha$  сумарні напруження на лицевій та кореневій

сторонах з'єднання будуть визначатися залежностями (3.47) та (3.49) відповідно.

В попередніх розділах зазначалося, що ступінь концентрації напружень зростає із зменшенням радіусу переходу від шва до ОМ, тому можна очікувати, що її максимальний вплив буде спостерігатися у зразку №5. Тому побудуємо епюри напружень в цьому зразку (рис. 3.6).

Таблиця 3.1

**Основні геометричні параметри швів стикових зварних з'єднань  
алюмінієвого сплаву 1460Т1, виконаних АДЗНЕ, товщиною 1,8 мм [201]**

| № зразка | Ширина шва ( $g$ ), мм | Висота шва ( $h$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), ° | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Глибина дії концентратора ( $a_0$ ), мм | $a_{e1}(\theta)$ , мм |
|----------|------------------------|------------------------|-------------------------------|-----------------------------|---|-----------------------|
| 1        | 7,0                    | 0,6                    | 19,5                          | 2,75                        | 1,31                                    | 0,98                  |
| 2        | 7,3                    | 0,6                    | 19                            | 2,85                        | 1,31                                    | 0,98                  |
| 3        | 6,9                    | 0,8                    | 26                            | 2,12                        | 1,35                                    | 1,01                  |
| 4        | 6,6                    | 0,6                    | 20,6                          | 2,62                        | 1,33                                    | 0,99                  |
| 5        | 6,8                    | 0,8                    | 26,5                          | 2,08                        | 1,35                                    | 1,02                  |
| 6        | 6,8                    | 0,6                    | 20                            | 2,70                        | 1,33                                    | 0,98                  |
| 7        | 6,6                    | 0,6                    | 20,6                          | 2,62                        | 1,33                                    | 0,99                  |

Аналіз епюр (рис. 3.6) показує, що локальна концентрація напружень чинить суттєвий вплив на їх розподіл, призводячи не тільки до підвищення напружень в зоні переходу від шва до ОМ, а й до їх зниження на кореневій стороні з'єднання. Зокрема напруження на кромці шва ( $\alpha = 0$ ), розраховане за формулою (3.47), на 31 % вище цієї ж величини, розрахованої за формулою (3.50), а максимальне напруження на кореневій стороні з'єднання, розраховане за формулою (3.49), нижче на 11 % в порівнянні з відповідною величиною, розрахованою за формулою (3.51).

Можна побачити, що вже в перерізах, які відповідають зоні переходу від шва до ОМ, напруження на кореневій стороні з'єднання перевищують напруження на контурі шва.

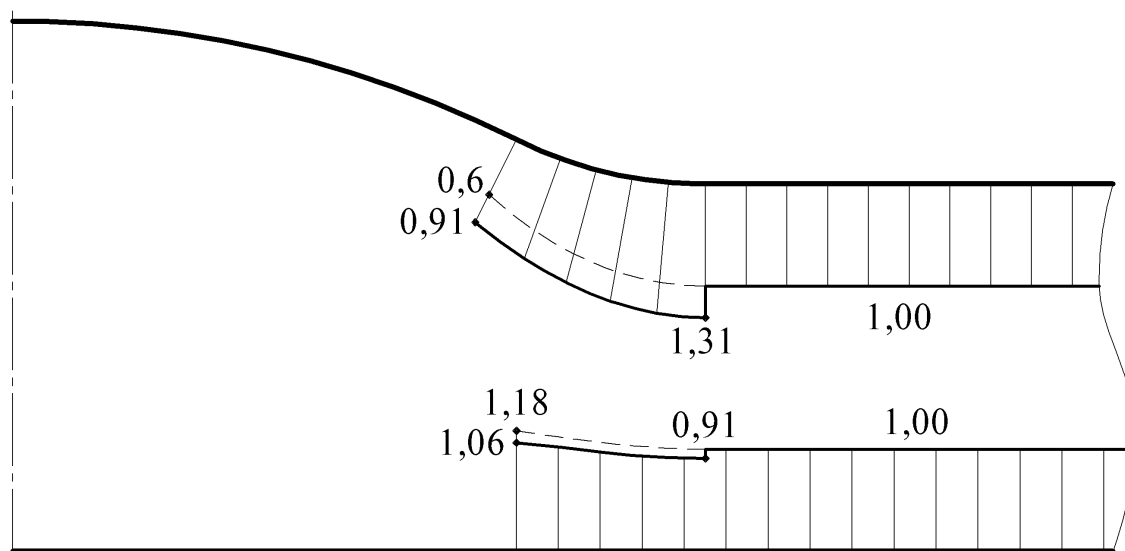


Рис. 3.6. Контурні епюри напружень на лицевій та кореневій сторонах зразка №5 (штриховими лініями показані напруження без урахування локальної концентрації напружень).

Оскільки вирази (3.46)-(3.49) призначені для розрахунку напружень тільки в тих перерізах, які відповідають зоні переходу від шва до ОМ, для отримання більш повного уявлення про розподіл напружень, в тому числі і в перерізах, що відповідають опуклій частині шва, було проведено моделювання напруженого стану досліджуваного зразка за допомогою МСЕ (рис. 3.7).

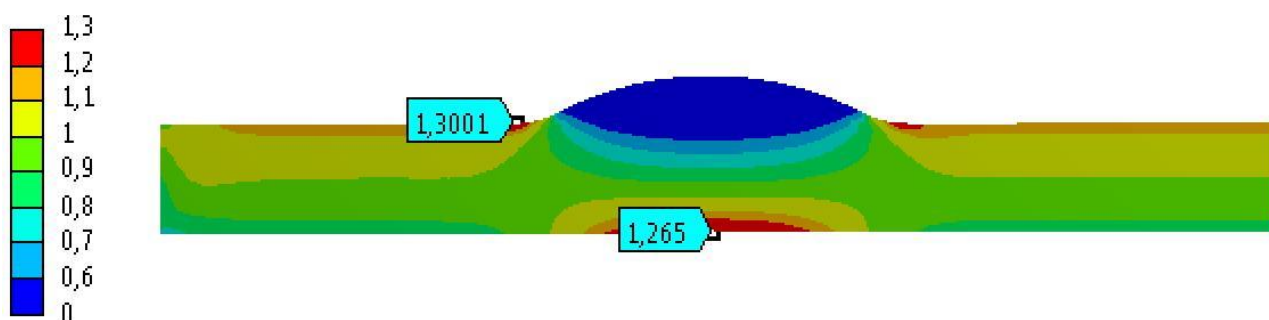


Рис. 3.7. Поля напружень у зразку №5.

За результатами комп'ютерного моделювання було встановлено, що напруження на кореневій стороні зразка у 1,265 рази перевищує номінальне напруження, прийняте рівним одиниці, і тому у зразках із меншим ККН в зоні переходу від шва до ОМ може бути максимальним.

Порівняльний аналіз епюр (рис. 3.6) та полів напружень (рис. 3.7) також показав, що отримані результати в зонах переходу від шва до ОМ добре узгоджуються між собою як кількісно, так і якісно. Максимальні напруження в цих зонах діють в околі кромки шва, а відхилення їх величини складає 0,76 %. Тому ККН в зонах переходу від шва до ОМ при  $a_0 \leq a_{e1}$  можемо визначити як відношення напруження (3.46) в точці  $\alpha = 0$  до номінального напруження

$$\alpha_{\sigma w} = \frac{\delta \cdot (r + a_0)}{r \left[ (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \delta - a_0 \right]}. \quad (3.52)$$

При  $a_0 > a_{e1}$  ККН буде визначатися як відношення напруження (3.47) в точці  $\alpha = 0$  до номінального напруження

$$\alpha_{\sigma w} = \frac{\delta}{r \cdot \left( \ln \frac{2r + \delta}{2r} + \frac{\delta}{2r + \delta} \right)}. \quad (3.53)$$

Як було показано вище, для всіх зразків досліджуваної серії має місце  $a_0 > a_{e1}$ , тому розрахуємо для них локальний ККН за формулою (3.53) (табл. 3.2).

Таблиця 3.2

**Результати розрахунків ККН в зонах переходу від шва до ОМ  
досліджуваних зразків**

| № зразка | 1    | 2    | 3    | 4    | 5    | 6    | 7    |
|----------|------|------|------|------|------|------|------|
| ККН      | 1,24 | 1,23 | 1,30 | 1,25 | 1,31 | 1,24 | 1,25 |

Розглянувши табл. 3.2, можемо побачити, що найменший ККН в зоні переходу від шва до ОМ спостерігається у зразку №2. Аналіз полів напружень в цьому зразку за допомогою МСЕ показав, що дійсно напруження на кореневій

стороні навпроти вершини шва дещо перевищує напруження на кромці шва і є максимальним (рис. 3.8).

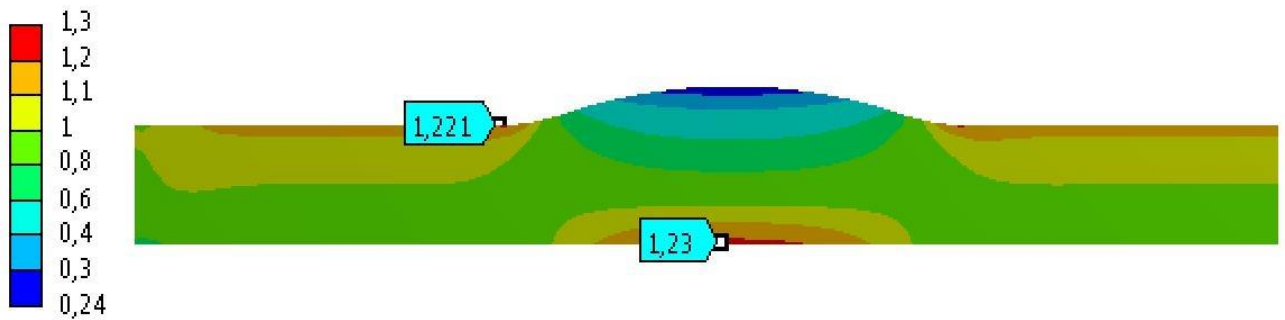


Рис. 3.8. Поля напружень у зразку №2.

Аналіз результатів комп'ютерного моделювання полів напружень (рис. 3.7 та 3.8) показує, що у зразку №5 напруження біля кромки шва значно вищі за максимальне напруження на кореневій стороні з'єднання, а у зразку №2 ці напруження практично рівні. Тому згідно з табл. 3.2 зародження втомної тріщини у зразках №3 та №5 ймовірно відбудеться в зоні переходу від шва до ОМ (рис. 3.9), а в інших зразках розглядуваної серії цього можна очікувати як в цій зоні, так і на кореневій стороні з'єднання (рис. 3.10), що підтверджується результатами випробувань на втому в багатоцикловій області.

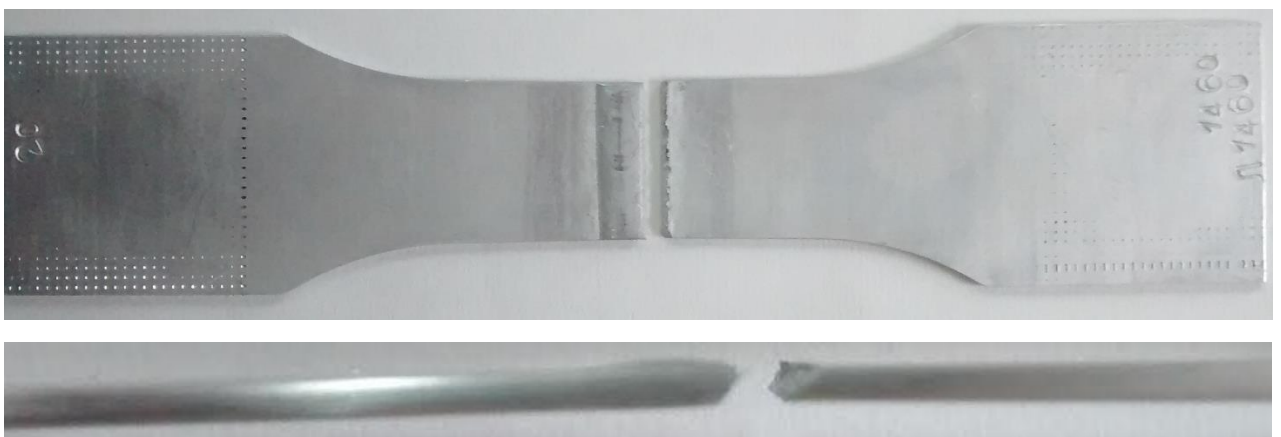


Рис. 3.9. Втомне руйнування зразка №5 внаслідок зародження втомної тріщини біля кромки зварного шва [202].

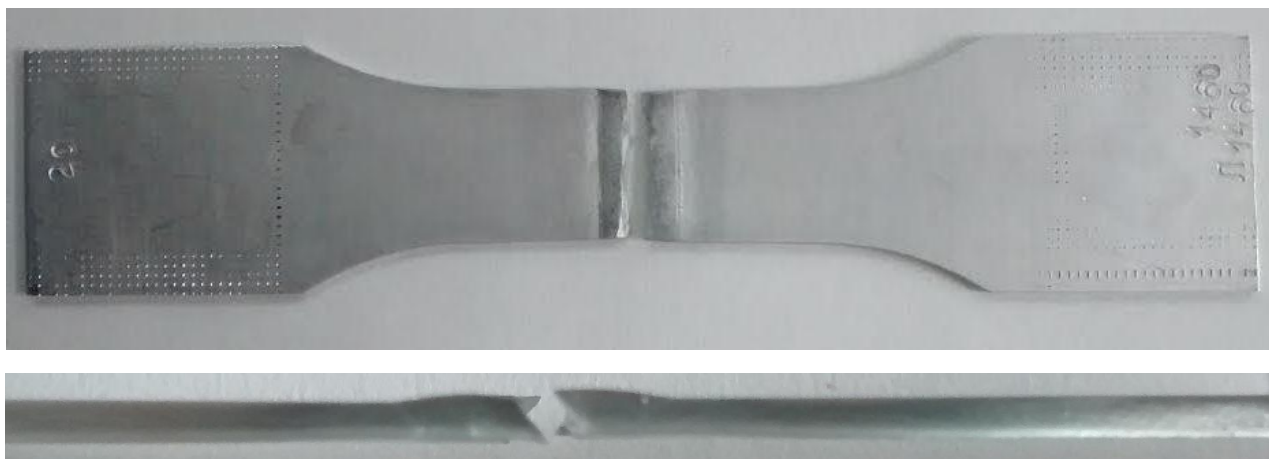


Рис. 3.9. Втомне руйнування зразка №2 внаслідок зародження втомної тріщини на кореневій стороні з'єднання [202].

### Висновки за розділом 3

1. Встановлено функціональні залежності характерних геометричних параметрів ламаних перерізів, пов'язаних із ексцентриситетом прикладання осьового навантаження в зоні переходу від шва до основного металу стикового зварного з'єднання без кореня шва, від координати, що визначає їх положення.

2. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в зонах концентрації напружень як по контуру, так і по глибині стикового зварного з'єднання без кореня шва, що дозволяє визначати напруження на поверхні зони переходу від шва до основного металу та на кореневій стороні зварного з'єднання. Обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на кромках швів з'єднань такого типу.

3. На прикладі тонколистових стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву 1460T1, виконаних АДЗНЕ, було показано, що концентрація напружень в локальних зонах переходу від шва до основного металу чинить суттєвий вплив на розподіл напружень не тільки на контурі цієї зони, а й на кореневій стороні з'єднань. Встановлено, що максимальне напруження на кромці шва одного з досліджуваних зразків на 31 % перевищує цю ж величину,

розраховану без урахування локальної концентрації напружень, а максимальне напруження на кореневій стороні виявляється на 11 % меншим.

4. За допомогою теоретичних розрахунків та чисельного моделювання полів напружень було доведено, що у деяких з досліджуваних зразків внаслідок дії додаткових напружень згину, зумовлених ексцентриситетом прикладення осьового навантаження, сумарні напруження на кореневій стороні з'єднання дещо перевищують напруження на кромці шва. Тому при розрахунках на міцність стикових з'єднань без кореня шва слід враховувати небезпечні точки не тільки в зонах переходу від шва до ОМ, а й на зворотній стороні з'єднань.

## РОЗДІЛ 4

### ДОСЛІДЖЕННЯ ОСОБЛИВОСТЕЙ РОЗПОДІЛУ НАПРУЖЕНЬ В ОКОЛІ КОРЕНЯ ШВА СТИКОВОГО ЗВАРНОГО З'ЄДНАННЯ

Згідно з ДСТУ 3159-95 у з'єднаннях типу С2, С4, С17, С18, С21-С24, С33, С36, С40, С41 розміри конструктивних елементів лицьової частини та кореня шва відрізняються.

Як було показано у попередньому розділі, напруження згину, які виникають внаслідок асиметрії прикладення осьового навантаження відносно центрів інерції перерізів на ділянці зі швом, у тонколистових з'єднаннях призводять до значного підвищення сумарної напруженості на їх кореневій стороні, навіть за відсутності там локальних концентраторів напружень.

Автором роботи [137] було зроблено припущення на рахунок того, що будь-які дефекти на кореневій стороні в таких з'єднаннях можуть стати особливо небезпечними, а роль такого дефекту може відігравати зворотній валик шва. За допомогою чисельних розрахунків МСЕ він підтвердив зроблене припущення, оскільки максимальний рівень напружень спостерігався в зонах переходу від кореня шва до ОМ і значно перевищував відповідну величину в аналогічних з'єднаннях без кореня шва. Однак математичних формул, за допомогою яких можна було б кількісно оцінити величину напружень в залежності від розмірів конструктивних елементів шва, в цій роботі не було представлено.

Вищезгадане припущення також знайшло експериментальне підтвердження за результатами випробувань зразків тонколистових стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву 1460, отриманих зварюванням у захисних газах, на осьове статичне розтягування, руйнування яких відбувалося в зоні переходу від кореня шва до ОМ [203].

З іншого боку, відомо [136], що збільшення поперечних перерізів за рахунок лицьового підсилення призводить до значного зниження напружень в зоні переходу від кореня шва до ОМ. Тому даний розділ буде присвячений

розробці комплексного підходу до оцінки впливу лицьового підсилення на розподіл напружень в околі кореня шва, який враховує і збільшення поперечного перерізу, і напруження згину.

#### 4.1 Побудова ламаних перерізів в зонах переходу від кореня шва до основного металу та визначення їх характерних розмірів

При визначенні положення центрів інерції на ділянці з асиметричним швом стикового зварного з'єднання лицьове підсилення та корінь шва будемо, як і раніше, описувати у вигляді дуг кіл, що дотикаються (рис. 4.1).

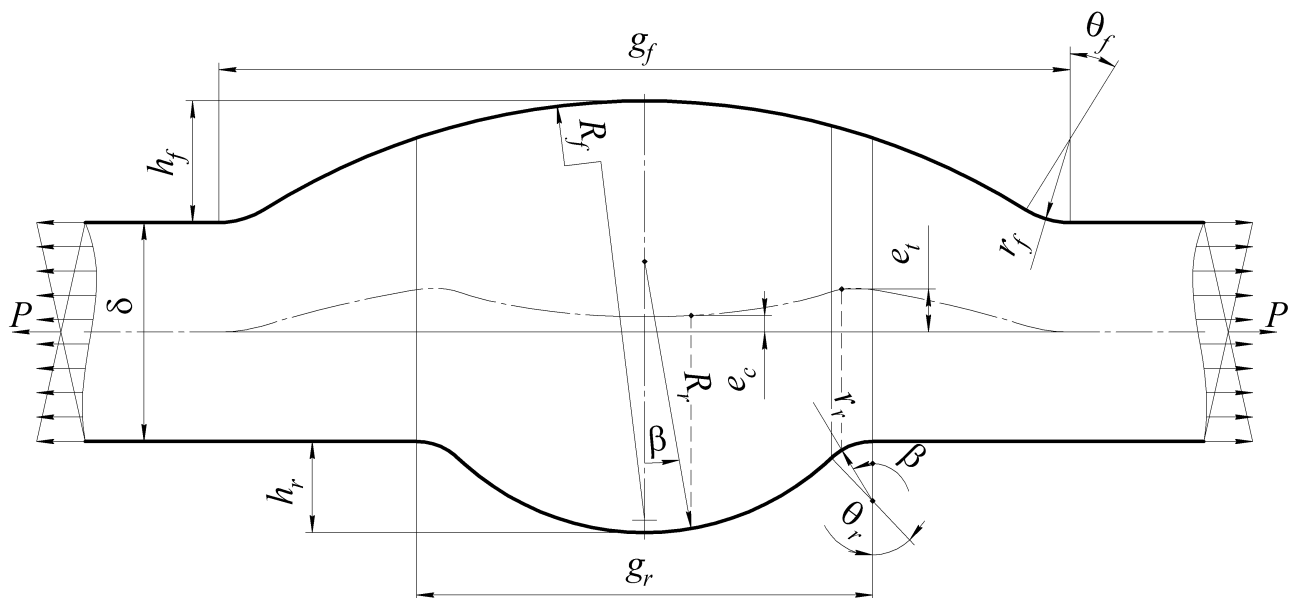


Рис. 4.1. Схема навантаження стикового зварного з'єднання з асиметричним швом при розтягуванні та положення лінії центрів інерції.

Зміщення центрів інерції перерізів вгору буде дорівнювати половині висоти лицьового підсилення, а їх зміщення униз – половині висоти кореня шва. Тому для того щоб записати рівняння лінії положення центрів інерції спочатку необхідно визначити залежності, за якими змінюються ці висоти.

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від лінії сплавлення кореня шва з ОМ, то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, запишеться у вигляді

$$(x - g_r/2)^2 + (y - h_f - \delta/2 + R_f)^2 = R_f^2, \quad (4.1)$$

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

Рівняння прямої, паралельної до осі шва, в цій системі координат матиме вигляд

$$x = r_r \cdot \sin \beta, \quad (4.2)$$

де  $r_r$  – радіус переходу від кореня шва до ОМ.

Підставивши (4.2) в (4.1), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру лицьового підсилення  $y_f$  в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_f^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2} - R_f\right)y_f + \left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2}\right) \cdot R_f + \left(r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2}\right)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_f = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2}\right)^2}. \quad (4.3)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру зони переходу від кореня шва до ОМ  $y_r$  визначається залежністю

$$y_r = \frac{\delta}{2} + r_r \cdot (1 - \cos \beta). \quad (4.4)$$

Таким чином, ексцентриситет на ділянці, що відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ, визначимо як половину від різниці (4.3) та (4.4)

$$e_t = \frac{1}{2}(y_f - y_r) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2}\right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos \beta) \right]. \quad (4.5)$$

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від осі шва, то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, запишеться у вигляді

$$x^2 + \left(y - h_f - \frac{\delta}{2} + R_f\right)^2 = R_f^2. \quad (4.6)$$

Рівняння прямої, паралельної до осі шва, в такому випадку приймає вигляд

$$x = R_r \cdot \sin \beta, \quad (4.7)$$

де  $R_r$  – радіус опуклої частини кореня шва.

Підставивши (4.7) в (4.6), одержимо рівняння відносно  $y_f$

$$y_f^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2} - R_f\right)y_f + \left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2}\right) \cdot R_f + R_r^2 \cdot \sin^2 \beta = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_f = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - R_r^2 \cdot \sin^2 \beta}. \quad (4.8)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру опуклої частини кореня шва  $y_r$  визначається залежністю

$$y_r = \frac{\delta}{2} + h_r - R_r \cdot (1 - \cos \beta), \quad (4.9)$$

де  $h_r$  – висота кореня шва.

Отже, ексцентриситет на ділянці, що відповідає опуклій частині кореня шва, визначимо як половину від різниці (4.8) та (4.9)

$$e_c = \frac{1}{2}(y_f - y_r) = \frac{1}{2}\left[h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - R_r^2 \cdot \sin^2 \beta} + R_r \cdot (1 - \cos \beta)\right]. \quad (4.10)$$

Через точку А, яка знаходиться на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ розглядуваної моделі з'єднання, за правилами, описаними в підрозділі 2.1, проведемо ламаний переріз АВС (рис. 4.2).

Згідно з побудовами відстань по нормалі від контуру зони переходу до лінії положення центрів інерції  $b_{e1}$  буде змінюватись в залежності від положення перерізу за законом

$$b_{e1} = \frac{r_r + \frac{\delta}{2}}{\cos \beta} - r_r + \frac{y_1}{\cos \beta} = \frac{\delta + 2y_1 + 2r_r(1 - \cos \beta)}{2\cos \beta}. \quad (4.11)$$

Легко побачити, що вплив ексцентриситету прикладення навантаження в цій залежності характеризується членом  $y_1$ , для визначення якого необхідно

встановити координату точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $AD$ , з лінією положення центрів інерції перерізів.

Якщо прийняти координатну систему із центром у точці перетину нормалі до контуру з'єднання на кромці кореня шва із лінією прикладення навантаження (точка  $O$  на рис. 4.2), то координата  $x$  буде визначатися через координату  $\beta$  залежністю (4.2).

Координата у лінії положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає зоні переходу від кореня шва до  $OM$ , визначається залежністю (4.5), яку з урахуванням (4.2) можна переписати у вигляді

$$2y = h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos\beta). \quad (4.12)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (4.12) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці з'єднання, що відповідає зоні переходу від кореня шва до  $OM$

$$(H_t - 2y)^2 + 2(H_t - 2y)\sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2} + g_r \cdot x + K_t = 0, \quad (4.13)$$

де

$$H_t = h_f - R_f - r_r; \quad K_t = R_f^2 - r_r^2 - \frac{g_r^2}{4}.$$

Пряма, на якій лежить відрізок  $AD$ , проходить через точку  $O_t$  з координатами  $(0; -r_r - \delta/2)$  та перетинає вісь  $x$  у точці з координатами  $((r_r + \delta/2) \cdot \tan\beta; 0)$ , тому її рівняння має вигляд

$$\frac{x - 0}{\left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \tan\beta - 0} = \frac{y - \left(-r_r - \frac{\delta}{2}\right)}{0 - \left(-r_r - \frac{\delta}{2}\right)},$$

або після перетворень

$$x = \left(y + r_r + \frac{\delta}{2}\right) \tan\beta. \quad (4.14)$$

Підставивши  $x$  із (4.14) у (4.13), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  для випадку, коли точка  $D$  знаходиться на ділянці лінії положення центрів інерції перерізів, яка відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ

$$y_1^4 + \frac{C_{t3} \cdot y_1^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{t2} \cdot y_1^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{t1} \cdot y_1}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{t0}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$C_{t0} = (4H_t^2 + g_r^2) \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \cdot \tan^2 \beta + 2g_r \cdot (K_t - H_t^2) \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan \beta - 2(2r_r^2 + K_t) \cdot H_t^2 + K_t^2 + H_t^4;$$

$$C_{t1} = 2 \left(4H_t^2 - 8H_t \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) + g_r^2\right) \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan^2 \beta + 2g_r \cdot \left(4H_t \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) - H_t^2 + K_t\right) \cdot \tan \beta + 8H_t \cdot (2r_r^2 + K_t - H_t^2);$$

$$C_{t2} = \left(4 \left[ (H_t - 2r_r - \delta)^2 - 2H_t \cdot (2r_r + \delta) \right] + g_r^2\right) \tan^2 \beta + 8g_r \left( H_t - r_r - \frac{\delta}{2} \right) \tan \beta - 8(2r_r^2 + K_t - 3H_t^2);$$

$$C_{t3} = 16(2r_r + \delta - H_t) \cdot \tan^2 \beta - 8g_r \cdot \tan \beta - 32H_t.$$

Аналітично розв'язки цього рівняння було знайдено методом Феррарі [204]. Як і очікувалось, лише один з них не суперечить суті шуканої величини і має вигляд

$$y_1 = \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{C_{t3}^2}{4} - C_{t2} + \Psi_t - \frac{C_{t3}}{2}} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{C_{t3}}{2} - \sqrt{\frac{C_{t3}^2}{4} - C_{t2} + \Psi_t} \right)^2 + 4 \sqrt{\frac{\Psi_t^2}{4} - C_{t0} - 2\Psi_t}}, \quad (4.15)$$

при цьому

$$\Psi_t = \frac{C_{t2}}{3} + \sqrt[3]{-\frac{C_{tq}}{2} + \sqrt{\frac{C_{tq}^2}{4} + \frac{C_{tp}^3}{27}}} + \sqrt[3]{-\frac{C_{tq}}{2} - \sqrt{\frac{C_{tq}^2}{4} + \frac{C_{tp}^3}{27}}}, \quad (4.16)$$

де

$$C_{tp} = -\frac{1}{3}C_{t2}^2 + C_{t1} \cdot C_{t3} - 4C_{t0};$$

$$C_{tq} = -\frac{2}{27}C_{t2}^3 + \frac{1}{3}C_{t1} \cdot C_{t2} \cdot C_{t3} + \frac{8}{3}C_{t0} \cdot C_{t2} - C_{t0} \cdot C_{t3}^2 - C_{t1}^2.$$

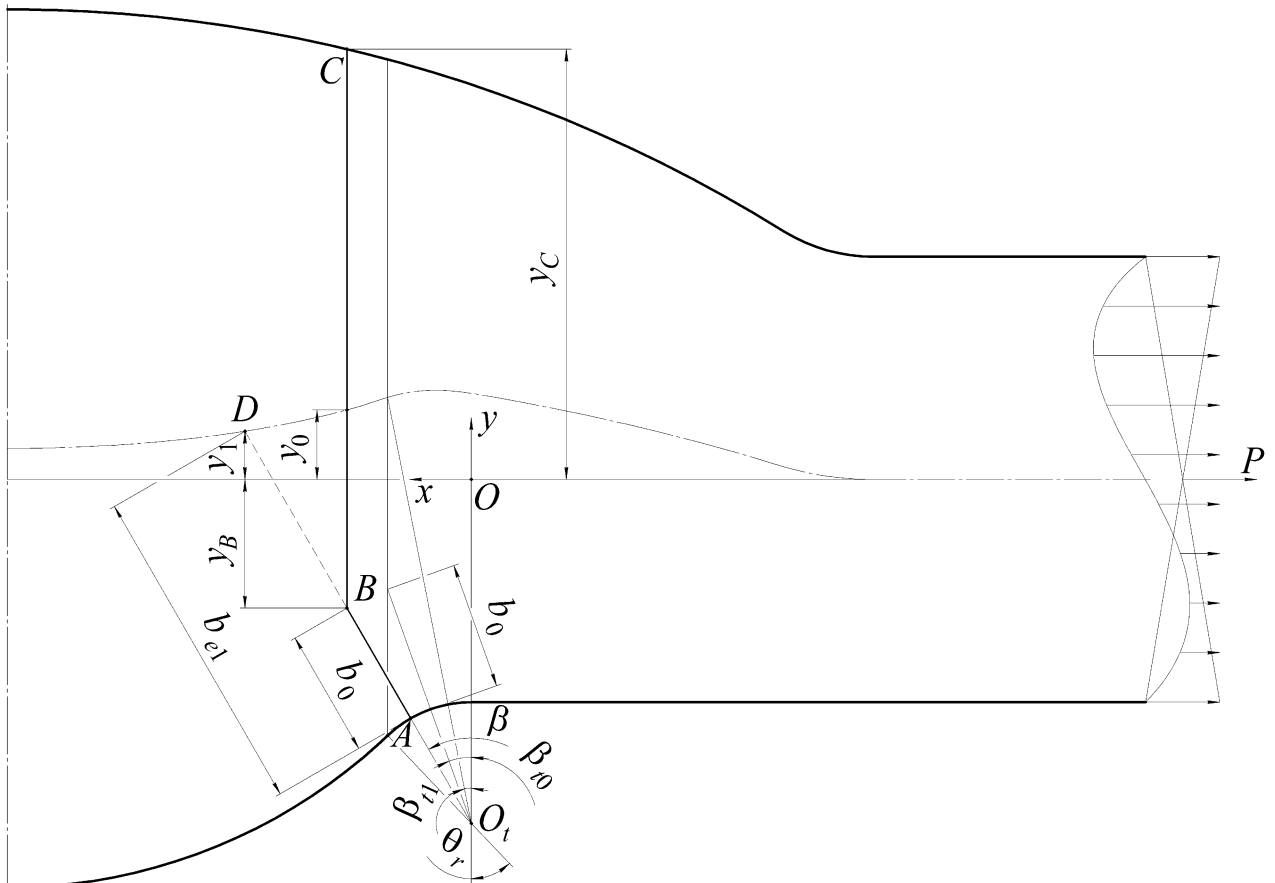


Рис. 4.2. Форма та характерні розміри ламаного перерізу в зоні переходу від кореня шва до ОМ у стиковому з'єднанні з асиметричним підсиленням.

Розглянувши рис. 4.2, можемо побачити, що при зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{r1}$  точка  $D$  лежатиме на ділянці лінії положення центрів інерції, яка відповідає опуклій частині кореня шва. Оскільки координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\beta = \beta_{r1}$ , визначається з (4.2) при  $\beta = \theta_r$ , а координата  $y$  цієї точки – з (4.5) при такому ж значенні  $\beta$ , то значення  $\beta_{r1}$  можемо визначити за формулою

$$\beta_{t1} = \arctan \frac{2r_r \cdot \sin \theta_r}{\delta + h_f - R_f + r_r(1 + \cos \theta_r) + \sqrt{R_f^2 - \left(r_r \cdot \sin \theta_r - \frac{g_r}{2}\right)^2}}, \quad (4.17)$$

де  $\theta_r$  – фланговий кут біля кореня шва.

З іншого боку, координату  $x$  у прийнятій системі координат з центром у точці  $O$  можна пов'язати з координатою  $\beta$  залежністю

$$x = \frac{g_r}{2} - R_r \cdot \sin \beta, \quad (4.18)$$

а координата у лінії положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині кореня шва, визначається залежністю (4.10), яку з урахуванням (4.18) можна представити у вигляді

$$2y = h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - \left(\frac{g_r}{2} - x\right)^2} + R_r \cdot (1 - \cos \beta). \quad (4.19)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (4.19) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці з'єднання, що відповідає опуклій частині кореня шва

$$(H_c + 2y)^2 + 2(H_c + 2y)\sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2} + K_c = 0, \quad (4.20)$$

де

$$H_c = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_c = R_f^2 - R_r^2.$$

Підставивши  $x$  із (4.14) у (4.20), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  для випадку, коли точка  $D$  знаходиться на ділянці лінії положення центрів інерції перерізів, яка відповідає опуклій частині кореня шва

$$y_1^4 + \frac{C_{c3} \cdot y_1^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c2} \cdot y_1^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c1} \cdot y_1}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c0}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned}
C_{c0} &= 4H_c^2 \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \cdot \tan^2 \beta - 4g_r \cdot H_c^2 \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan \beta + \\
&\quad + \left(2K_c + H_c^2 - 4R_f^2 + g_r^2\right) \cdot H_c^2 + K_c^2; \\
C_{c1} &= 4H_c \cdot \left[2\left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot (H_c + 2r_r + \delta) \cdot \tan^2 \beta - g_r \cdot (H_c + 4r_r + 2\delta) \cdot \tan \beta\right] + \\
&\quad + 4H_c \cdot \left(2K_c + 2H_c^2 - 4R_f^2 + g_r^2\right); \\
C_{c2} &= 4\left[(H_c + 2r_r + \delta)^2 + 2H_c \cdot (2r_r + \delta)\right] \cdot \tan^2 \beta - \\
&\quad - 8g_r \cdot (2H_c + 2r_r + \delta) \cdot \tan \beta + 8K_c + 24H_c^2 - 16R_f^2 + 4g_r^2; \\
C_{c3} &= 16(2r_r + \delta + H_c) \cdot \tan^2 \beta - 16g_r \cdot \tan \beta + 32H_c.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned}
y_1 &= \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{C_{c3}^2}{4} - C_{c2} + \Psi_c} - \frac{C_{c3}}{2} \right) - \\
&\quad - \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{C_{c3}}{2} - \sqrt{\frac{C_{c3}^2}{4} - C_{c2} + \Psi_c} \right)^2 + 4\sqrt{\frac{\Psi_c^2}{4} - C_{c0} - 2\Psi_c}},
\end{aligned} \tag{4.21}$$

при цьому параметр  $\Psi_c$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, \dots, C_{t3}$  на  $C_{cq}, C_{cp}, C_{c0}, \dots, C_{c3}$  відповідно.

Також вплив ексцентриситету характеризується параметром  $y_0$ , який являє собою частину відрізка  $BC$  ламаного перерізу  $ABC$  між лініями дії осьового навантаження та положення центрів інерції.

Так як відрізок  $BC$  паралельний осі  $y$ , рівняння прямої на якій він лежить згідно з побудовами (див. рис. 4.2) матиме вигляд

$$x = (r_r + b_0) \sin \beta, \tag{4.22}$$

де  $b_0$  – параметр, який характеризує глибину дії концентратора в зоні переходу від кореня шва до ОМ і по аналогії з  $a_0$  визначається формулою, подібною до (2.46)

$$b_0 = 4\sqrt{2} \frac{r_r \cdot h_r}{\sqrt{g_r^2 + 4h_r^2}}. \quad (4.23)$$

Оскільки  $y_0$  зростає зі збільшенням висоти лицьового підсилення і зменшується зі збільшенням висоти кореня шва, для його визначення необхідно знайти координати точок перетину прямої (4.22) з контурами лицьової та кореневої частин шва.

Підставивши (4.22) в (4.1), можемо записати рівняння відносно координати точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром лицьового підсилення  $y_{0f}$  в залежності від координати  $\beta$

$$y_{0f}^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2} - R_f\right)y_{0f} + \left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)R_f + \left[(r_r + b_0)\sin\beta - \frac{g_r}{2}\right]^2 = 0,$$

додатний розв'язок якого, має вигляд

$$y_{0f} = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left[(r_r + b_0)\sin\beta - \frac{g_r}{2}\right]^2}. \quad (4.24)$$

Тут необхідно зазначити, що ця залежність описує зміну координати у точки  $C$  ламаного перерізу  $u_C$ .

Рівняння кола, дугою якого описується зона переходу від кореня шва до ОМ, в обраній системі координат записується у вигляді

$$x^2 + \left(y - \frac{\delta}{2} - r_r\right)^2 = r_r^2. \quad (4.25)$$

Підставивши (4.22) в (4.25), отримаємо рівняння відносно координати точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром кореня шва  $y_{0r}$  в зоні його переходу до ОМ в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень можемо записати у вигляді

$$y_{0r}^2 - 2\left(\frac{\delta}{2} + r_r\right)y_{0r} + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_r + (r_r + b_0)^2 \sin^2\beta = 0.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_{0r} = \frac{\delta}{2} + r_r - \sqrt{r_r^2 - (r_r + b_0)^2 \sin^2 \beta}. \quad (4.26)$$

Отже, параметр  $y_0$  на ділянці, що відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ, визначимо як половину від різниці (4.24) та (4.26)

$$y_0 = \frac{1}{2}(y_{0f} - y_{0r}) = \frac{1}{2} \left( h_f - R_f - r_r + \sqrt{R_f^2 - \left[ (r_r + b_0) \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2} \right]^2} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{r_r^2 - (r_r + b_0)^2 \cdot \sin^2 \beta}. \quad (4.27)$$

Розглянувши рис. 4.2, можемо побачити, що при зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{t0}$  відрізок  $BC$  перетинатиме лінію положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині кореня шва. Оскільки координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\beta = \beta_{t0}$ , визначається з (4.2) при  $\beta = \theta_r$ , а довжина відрізка, проведеного з точки  $O_t$  до перетину з прямою  $x = r_r \cdot \sin \theta_r$ , складає  $r_r + b_0$ , то значення  $\beta_{t0}$  можемо визначити за формулою

$$\beta_{t0} = \arcsin \frac{r_r \cdot \sin \theta_r}{r_r + b_0}. \quad (4.28)$$

Рівняння кола, дугою якого описується опукла частина кореня шва, в обраній системі координат записується у вигляді

$$\left( \frac{g_r}{2} - x \right)^2 + \left( y - \frac{\delta}{2} - h_r + R_r \right)^2 = R_r^2. \quad (4.29)$$

Підставивши (4.22) в (4.29), отримаємо рівняння відносно координати точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром кореня шва  $y_{0r}$  на його опуклій частині в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень можемо записати у вигляді

$$y_{0r}^2 - 2 \left( h_r + \frac{\delta}{2} - R_r \right) y_{0r} + \left( h_r + \frac{\delta}{2} \right)^2 - 2 \left( h_r + \frac{\delta}{2} \right) R_r + \left[ (r_r + b_0) \sin \beta - \frac{g_r}{2} \right]^2 = 0.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_{0r} = \frac{\delta}{2} + h_r - R_r + \sqrt{R_r^2 - [(r_r + b_0) \cdot \sin \beta - g_r/2]^2}. \quad (4.30)$$

Таким чином, параметр  $y_0$  на ділянці, що відповідає опуклій частині кореня шва, визначимо як половину від різниці (4.24) та (4.30)

$$y_0 = \frac{1}{2}(y_{0f} - y_{0r}) = \frac{1}{2} \left( h_f - R_f - h_r + R_r + \sqrt{R_f^2 - [(r_r + b_0) \cdot \sin \beta - g_r/2]^2} \right) - \frac{1}{2} \sqrt{R_r^2 - [(r_r + b_0) \cdot \sin \beta - g_r/2]^2}. \quad (4.31)$$

## 4.2 Основні співвідношення для визначення напружень розтягування та згинання в околі кореня шва

По аналогії з перерізом  $ABC$  через точку  $A_1$  проведемо інший ламаний переріз  $A_1B_1C_1$  таким чином, щоб продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворювали нескінченно малий кут  $\Delta\beta$  (рис. 4.3).

Припустимо, що внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABC$  зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 4.3, при цьому волокно  $KF$ , що знаходиться на відстані  $u$  від центру інерції перерізу, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot \Delta\beta}. \quad (4.32)$$

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від центру інерції перерізу, отримує видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження

$$\sigma_v^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta\beta}. \quad (4.33)$$

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при розтягу записується у вигляді

$$P = \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_u^T du \cdot \cos\beta + \int_{-y_B-y_0}^{y_C-y_0} \sigma_v^T dv, \quad (4.34)$$

при цьому для ламаних перерізів, побудованих на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ,  $y_B$  визначається залежністю

$$y_B = \frac{\delta}{2} + r_r \cdot (1 - \cos\beta) - b_0 \cdot \cos\beta. \quad (4.35)$$

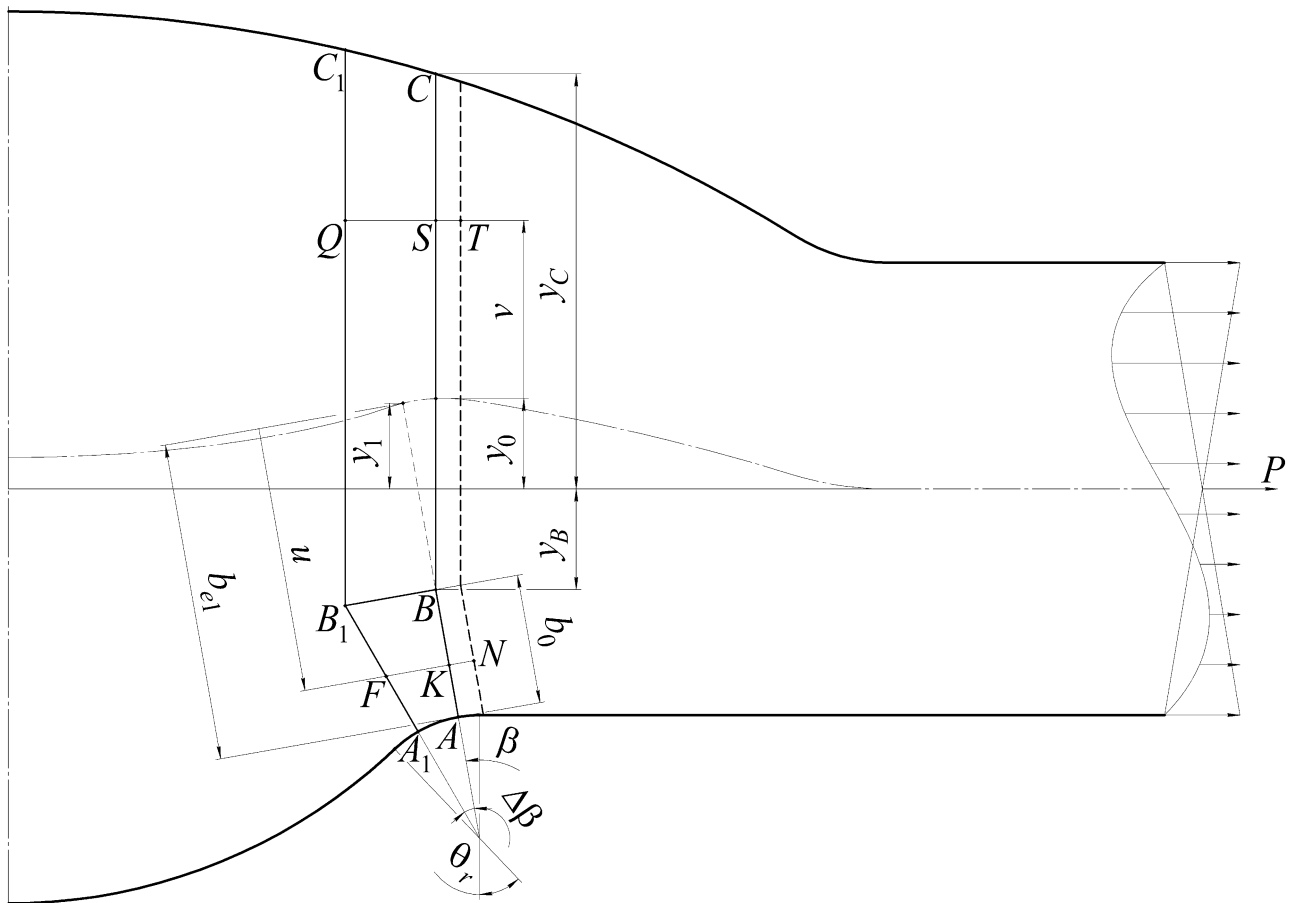


Рис. 4.3. Взаємне положення ламаних перерізів в зоні переходу від кореня шва до ОМ стикового зварного з'єднання та поступальне переміщення перерізу  $ABC$  при його розтягу.

Підставляючи вирази для напружень (4.32) та (4.33) в умову рівноваги (4.34), після інтегрування отримаємо

$$\frac{P}{T_0} = \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta}, \quad (4.36)$$

при цьому геометрична характеристика ламаного перерізу при розтягу  $T_0$  буде змінюватись від перерізу до перерізу за законом

$$T_0 = \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{y_C + y_B}{r_r + b_0}. \quad (4.37)$$

Підставивши тотожність (4.36) у вирази (4.32) та (4.33), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу  $P$  та напруженнями на ділянках  $AB$

$$\sigma_u^T = \frac{P}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot T_0} \quad (4.38)$$

та  $BC$

$$\sigma_v^T = \frac{P}{(r_r + b_0) \cdot T_0} \quad (4.39)$$

відповідно.

Аналіз виразів (4.38) та (4.39) свідчить про те, що на ділянці  $BC$ , напруження, як і у випадках, розглянутих у попередніх розділах, постійне по товщині і напруження від осьового навантаження на контурі лицьового підсилення (точка  $C$ ) будуть визначатися залежністю (4.39). В той час як на ділянці  $AB$  напруження досягає максимуму на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ (точка  $A$ ) при  $u = b_{e1}$

$$\sigma_u^T \Big|_{u=b_{e1}} = \sigma_r^T = \frac{P}{r_r \cdot T_0}. \quad (4.40)$$

Отримані формули справедливі для випадку  $b_0 \leq b_{e1}$ , якщо ж  $b_0 \geq b_{e1}$ , то у виразах (4.24), (4.33)-(4.35) слід покласти  $b_0 = b_{e1}$ , а також в умові (4.34) –  $y_0 = y_1$ , тоді нижні границі в обох інтегралах цієї умови обертаються на нуль і геометрична характеристика ламаних перерізів при розтягу в цьому випадку визначається виразом

$$T_1 = \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_{e1}}{r_r} + \frac{y_C - y_1}{r_r + b_{e1}}, \quad (4.41)$$

а напруження від осьового навантаження на лицьовій та кореневій сторонах зварного з'єднання будуть визначатися виразами

$$\sigma_f^T = \frac{P}{(r_r + b_{e1}) \cdot T_1} \quad (4.42)$$

та

$$\sigma_r^T = \frac{P}{r_r \cdot T_1} \quad (4.43)$$

відповідно.

Припустімо, що внаслідок згину переріз  $A_1B_1C_1$  лишився нерухомим, а переріз  $ABC$  повернувся на малий кут  $\Delta\gamma$  і зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 4.4, при цьому волокно  $KF$ , яке знаходиться на відстані  $u$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^B = \frac{(y_B + y_0 + (u - b_{e1} + b_0) \cos \beta) \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot \Delta\beta \cdot \cos \beta}, \quad (4.44)$$

так як згідно з побудовами (рис. 4.3 та рис. 4.4)

$$KN = \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} \tan \Delta\gamma + (u - b_{e1} + b_0) \cdot \tan \Delta\gamma.$$

В той же час волокно  $QS$ , що знаходиться на відстані  $v$  від центру інерції перерізу, вкоротиться на величину  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження стиску

$$\sigma_v^B = \frac{v \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta\beta \cdot \cos \beta}. \quad (4.45)$$

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при згинанні матиме вигляд

$$M = \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_u^B \cdot \left( \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u - b_{e1} + b_0 \right) du + \int_{-y_B-y_0}^{y_C-y_0} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (4.46)$$

Підставляючи вирази для напружень (4.44) та (4.45) в умову рівноваги (4.46), після інтегрування отримаємо

$$\frac{M}{B_0} = \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\beta}, \quad (4.47)$$

причому геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні в розглядуваному випадку буде змінюватись за законом

$$\begin{aligned}
B_0 = & \frac{(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0)\cos\beta)^2}{\cos^2\beta} \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - \\
& - b_0(r_r + 2b_{e1}) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{(y_C - y_0)^3 + (y_B + y_0)^3}{3(r_r + b_0)\cos\beta} + \\
& + \frac{2(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0)\cos\beta)}{\cos\beta} \cdot \left[ (r_r + b_{e1}) \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \right].
\end{aligned} \tag{4.48}$$

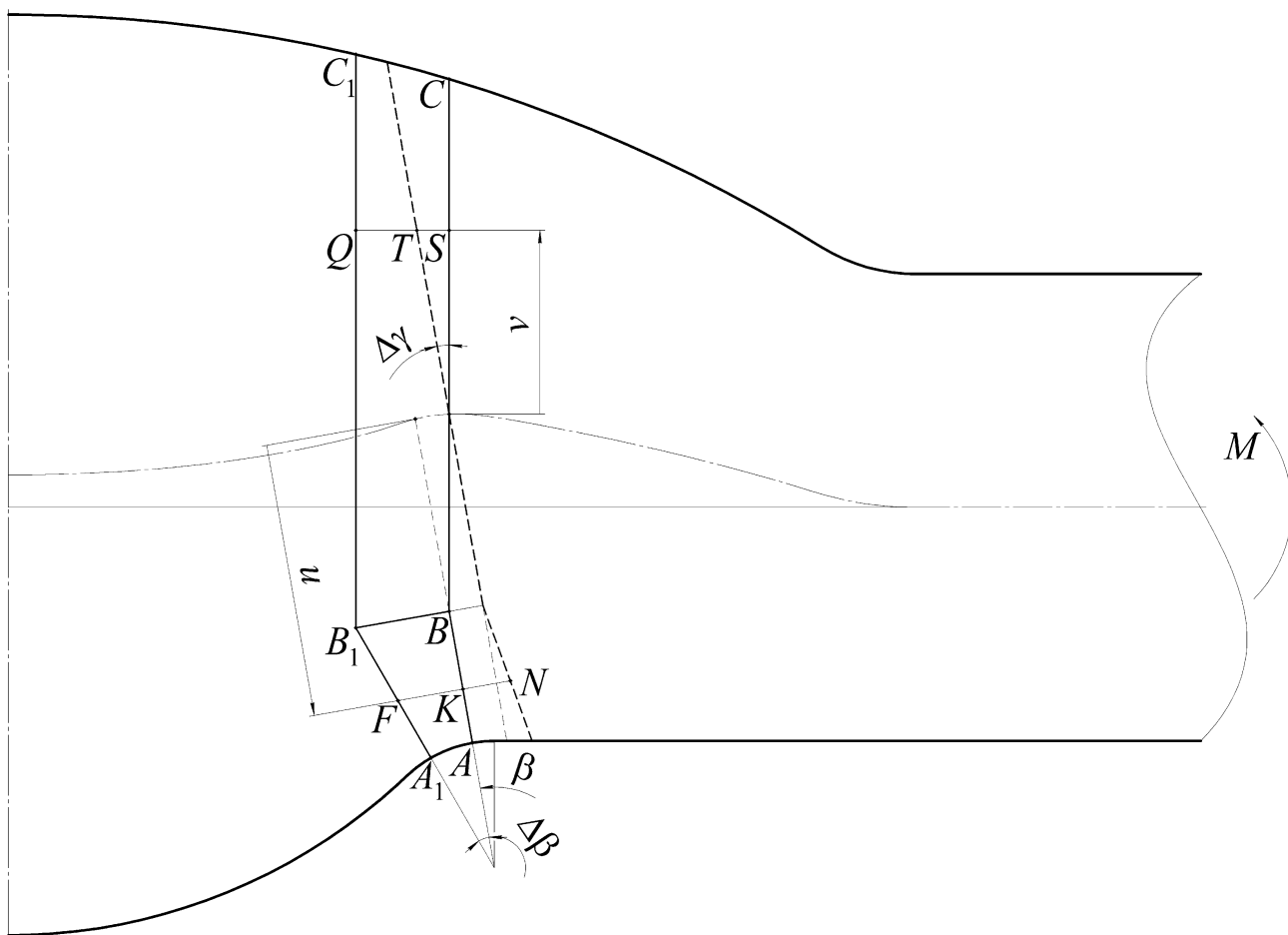


Рис. 4.4. Поворот ламаного перерізу  $ABC$  при згинанні стикового зварного з'єднання з асиметричним швом

Підставивши тотожність (4.47) у вирази (4.44) та (4.45), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянках  $AB$

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B - y_0 + (u - b_{e1} + b_0)\cos\beta)}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot B_0 \cdot \cos\beta} \tag{4.49}$$

та  $BC$

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos \beta} \quad (4.50)$$

відповідно.

Підстановкою  $u = b_{e1}$  в формулі (4.49), отримаємо згинальне напруження, що діє на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ (точка А)

$$\sigma_r^B = \frac{M \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos \beta)}{r_r \cdot B_0 \cdot \cos \beta}. \quad (4.51)$$

Згинальне напруження, яке діє на контурі опуклої частини лицьового підсилення, отримаємо підстановкою в формулу (4.50)  $v = y_C - y_0$ , тоді

$$\sigma_f^B = \frac{M \cdot (y_C - y_0)}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos \beta}. \quad (4.52)$$

Отримані формули справедливі для випадку  $b_0 \leq b_{e1}$ , якщо ж  $b_0 \geq b_{e1}$ , то у виразах (4.44)-(4.46) слід покласти  $b_0 = b_{e1}$  та  $y_0 = y_1$ , тоді напруження на ділянках  $AB$  та  $BC$  описуватимуться відповідно залежностями

$$\sigma_u^B = \frac{M \cdot u}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot B_1} \quad (4.53)$$

та

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r_r + b_{e1}) \cdot B_1 \cdot \cos \beta}, \quad (4.54)$$

а геометрична характеристика ламаних перерізів при згинанні  $B_1$  буде змінюватись за законом

$$B_1 = (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_{e1}}{r_r} - b_{e1} (r_r + 2b_{e1}) + \frac{b_{e1}^2}{2} + \frac{(y_C - y_1)^3}{3(r_r + b_{e1}) \cos \beta}. \quad (4.55)$$

Таким чином, напруження на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ отримаємо підстановкою  $u = b_{e1}$  у вираз (4.53)

$$\sigma_r^B = \frac{M \cdot b_{e1}}{r_r \cdot B_1}, \quad (4.56)$$

а напруження на контурі лицьової опуклості – підстановкою у вираз (4.54)  $v = y_C - y_1$

$$\sigma_f^B = \frac{M \cdot (y_C - y_1)}{(r_r + b_{e1}) \cdot B_1 \cdot \cos \beta}. \quad (4.57)$$

### 4.3 Розрахунки напружень в околі кореня шва тонколистового стикового зварного з'єднання. Визначення коефіцієнта концентрації напружень

Для випадку  $b_0 \leq b_{e1}$  сумарні напруження, які діють на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ, будуть визначатися як сума напружень від осьового навантаження (4.40) та згинального моменту (4.51)

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left( \frac{1}{T_0} + \frac{e_t \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos \beta)}{B_0 \cdot \cos \beta} \right), \quad (4.58)$$

а напруження на контурі лицьової опуклості – як різниця напружень від осьового навантаження (4.39) та згинального моменту (4.52)

$$\sigma_f^\Sigma = \frac{P}{(r_r + b_0)} \left( \frac{1}{T_0} - \frac{e_t \cdot (y_C - y_0)}{B_0 \cdot \cos \beta} \right). \quad (4.59)$$

Якщо ж  $b_0 \geq b_{e1}$ , то сумарні напруження, що діють на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ, будуть визначатися як сума напружень від осьового навантаження (4.43) та згинального моменту (4.56)

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left( \frac{1}{T_1} + \frac{e_t \cdot b_{e1}}{B_1} \right), \quad (4.60)$$

а на контурі лицьової опуклості – як різниця напружень від осьового навантаження (4.42) та згинального моменту (4.57)

$$\sigma_f^\Sigma = \frac{P}{(r_r + b_{e1})} \left( \frac{1}{T_1} - \frac{e_t \cdot (y_C - y_1)}{B_1 \cdot \cos \beta} \right). \quad (4.61)$$

В якості прикладу визначимо напруження у стиковому з'єднанні алюмінієвого сплаву АМг6М, виконаного АДЗНЕ (рис. 4.5), розміри конструктивних елементів шва якого наведені в табл. 4.1.

Оскільки на лінії сплавлення кореня шва з ОМ ( $\beta = 0$ ) розглядуваного з'єднання  $b_0 \leq \delta/2$ , то очевидно, що на всьому проміжку зміни  $\beta$  від 0 до  $\theta_r$  виконується умова  $b_0 \leq b_{e1}$ , тому побудуємо епюри напружень на його лицьовій та кореневій сторонах за формулами (4.59) та (4.58) відповідно (рис. 4.6).



Рис. 4.5. Макрошліф стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М товщиною 1,8 мм, отриманого АДЗНЕ [205].

Аналіз епюр показує, що ексцентриситет прикладення осьового навантаження призводить до підвищення напружень на лінії сплавлення кореня шва з ОМ більш ніж на 75 %, внаслідок чого максимальне напруження, що діє в околі кореня шва, значно перебільшує відповідну

величину на лицьовій стороні. Зауважимо, що без урахування ексцентриситету прикладення навантаження найбільшим є напруження в околі лицьового підсилення.

Таблиця 4.1

**Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М товщиною  $\delta = 1,8$  мм, виконаного АДЗНЕ [206]**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм | Параметр глибини концентратора, мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|------------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 1,000                      | 7,000                      | 31,890                           | 0,690                       | 5,935                              | $a_0 = 0,536$                      |
| Коренева ( $r$ )  | 0,750                      | 3,750                      | 43,602                           | 0,490                       | 2,229                              | $b_0 = 0,515$                      |

Для підтвердження результатів, отриманих на основі представлених залежностей, проведено комп'ютерне моделювання полів напружень у досліджуваному зразку за допомогою МСЕ. Сітку скінчених елементів (рис. 4.7) дрібнили у відповідності до рекомендацій, наведених у параграфі 2.4 (див.

стор. 95). В результаті остаточної розрахункової моделі нараховувалося 172035 елементів із 688802 вузлами.

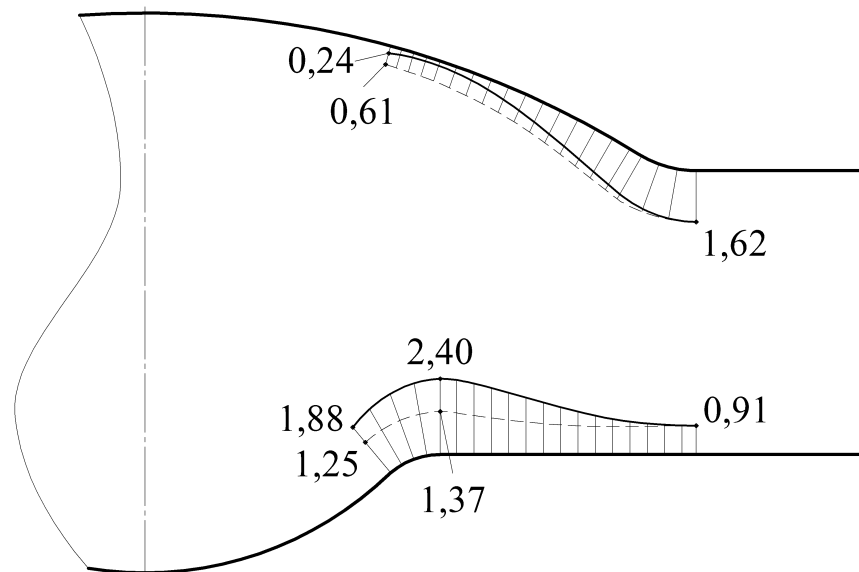


Рис. 4.6. Епюри напружень на лицьовій та кореневій сторонах зварного з'єднання сплаву АМгбМ з урахуванням (суцільні лінії) та без урахування (штрихові лінії) ексцентриситету прикладення осевого навантаження.

Примітка. Епюри напружень в перерізах, що відповідають зоні переходу від лицьової частини шва до основного металу побудовані за залежностями (3.46) та (3.48).

Порівняння результатів теоретичного та чисельного (рис. 4.8) розрахунків показали, що відхилення значень максимального напруження в околі кореня шва складає менше 1 %, а в околі лицьового підсилення – біля 6 %, якісно ж розподіл напружень по контуру з'єднання не відрізняється.

За даними як теоретичного, так і чисельного розрахунків максимальне напруження діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, тому визначимо ККН в цій точці.

Для випадку  $b_0 \leq b_{e1}$  ККН визначається як відношення напруження (4.58) в перерізі  $\beta = 0$  до номінального напруження. Враховуючи, що для цього перерізу має місце  $y_1 = y_0$  і  $b_{e1} = \delta/2 + y_0$ , отримаємо

$$\alpha_{\sigma_w}^r = \frac{\delta}{r_r \left( \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot (m - \delta)}{4r_r \left[ \left( r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]}, \quad (4.62)$$

де

$$m = \delta + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{g_r^2}{4}}. \quad (4.63)$$

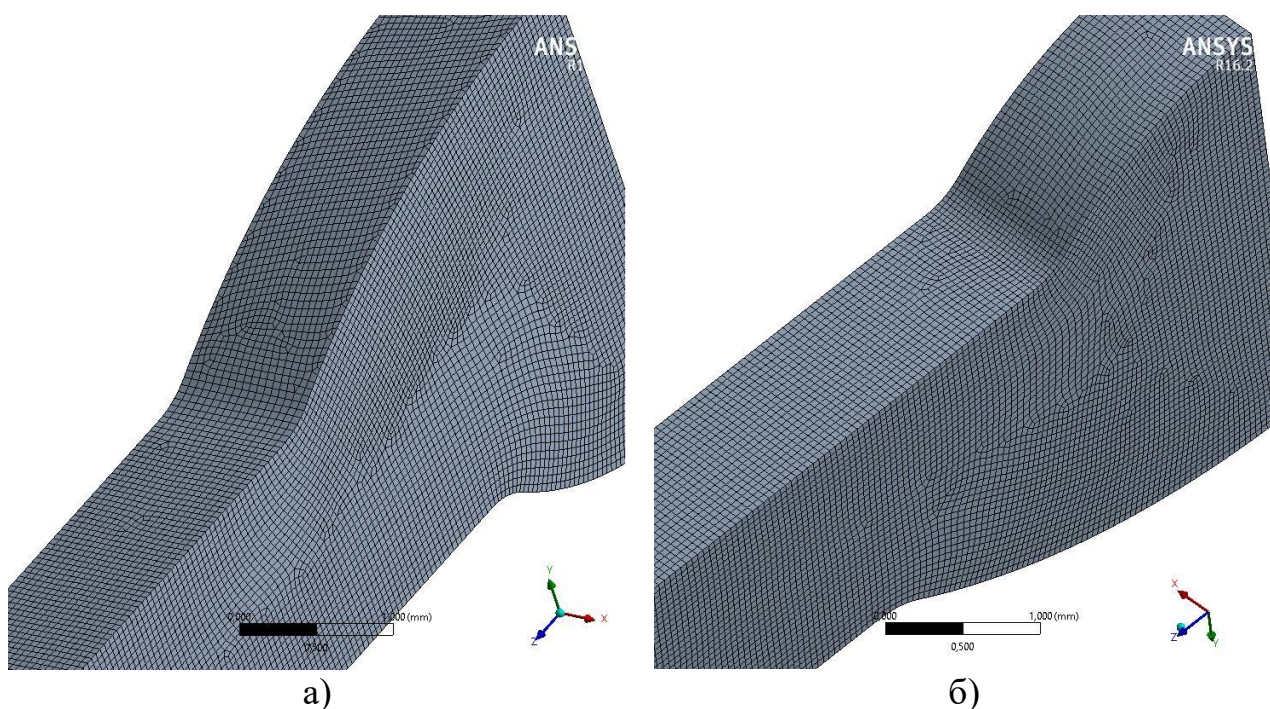


Рис. 4.7. Дискретизація моделі стикового зварного з'єднання з асиметричним підсиленням сіткою скінчених елементів: а) – на лицьовій стороні з'єднання; б) – на кореневій стороні з'єднання.

Якщо ж  $b_0 \geq b_{e1}$ , то ККН визначається як відношення напруження (4.60) в перерізі  $\beta = 0$  до номінального напруження за формулою

$$\alpha_{\sigma_w}^r = \frac{\delta}{r_r \left( \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot (m - \delta)}{4r_r \left[ \left( r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]} \quad (4.64)$$

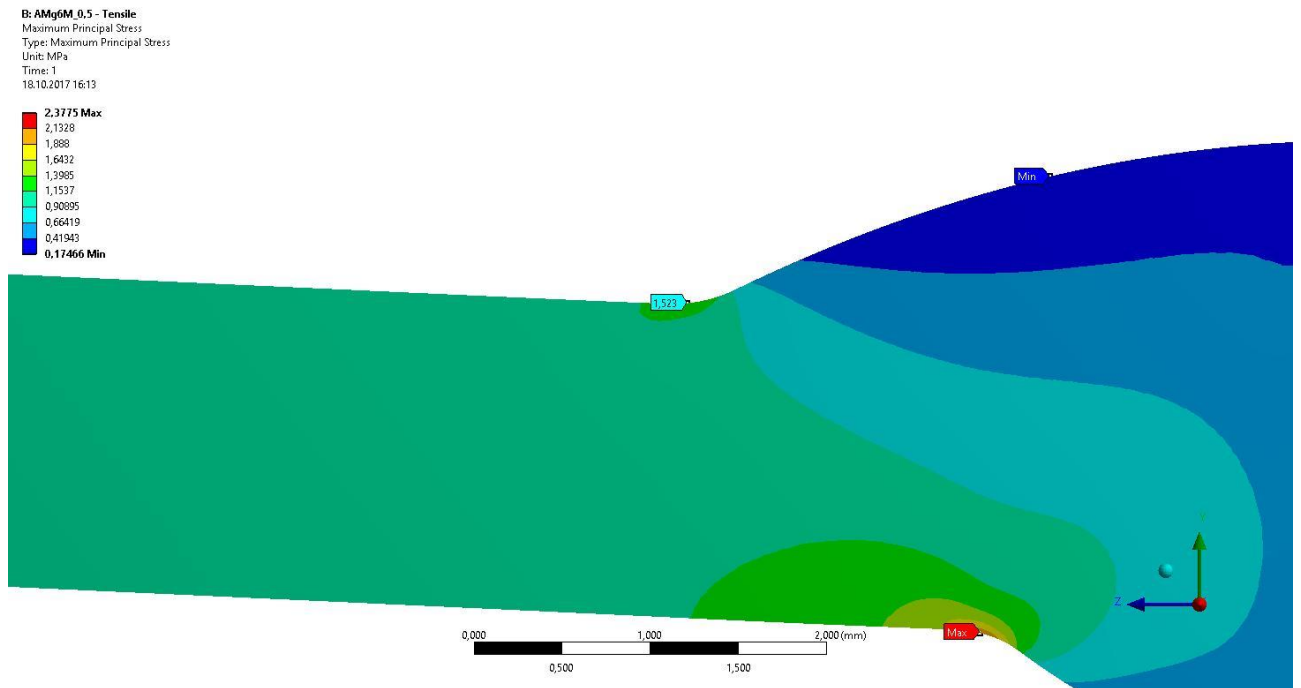


Рис. 4.8. Результати чисельного моделювання полів напружень в досліджуваному стиковому зварному з'єднанні.

#### 4.4. Урахування неспівпадіння осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва

Усі вищенаведені в цьому розділі викладки були зроблені за припущення про те, що осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва співпадають. Однак здебільшого ці осі зміщенні одна відносно іншої. У стикових з'єднаннях типу С8, С9, С12 та деяких інших таке зміщення передбачене заздалегідь через несиметричну розробку крайок перед зварюванням.

Припустімо тепер, що осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва паралельні і знаходяться одна від іншої на відстані  $e_v$  (рис. 4.9).

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення (точка  $O_n$ ), то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, запишеться у вигляді

$$(x - g_r/2 + e_v)^2 + (y - h_f - \delta/2 + R_f)^2 = R_f^2. \quad (4.65)$$

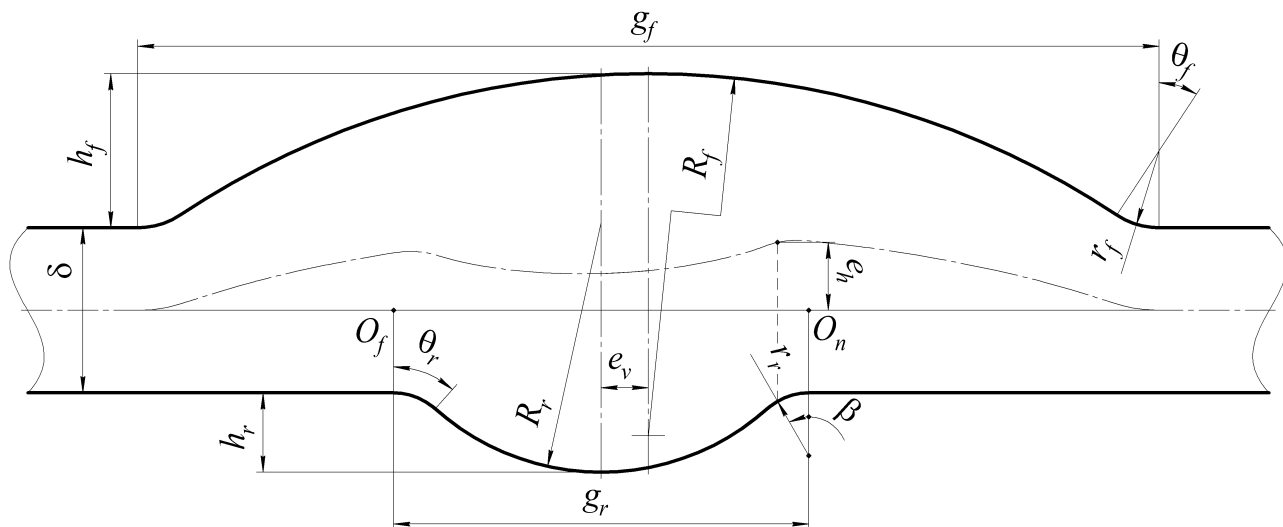


Рис. 4.9. Геометричні параметри ідеалізованої моделі стикового зварного з'єднання, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Підставивши (4.2) в (4.65), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осевого навантаження до контуру лицьового підсилення  $y_f$  в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_f^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2} - R_f\right)y_f + \left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2}\right) \cdot R_f + \left(r_f \cdot \sin\beta - \frac{g_r}{2} + e_v\right)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_f = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(r_f \cdot \sin\beta - \frac{g_r}{2} + e_v\right)^2}. \quad (4.66)$$

Відстань від лінії дії осевого навантаження до контуру зони переходу від кореня шва до ОМ  $y_r$ , як і в підрозділі 4.1, визначається залежністю (4.4).

Таким чином, ексцентриситет на ділянці, що відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, визначимо як половину від різниці (4.66) та (4.4)

$$e_{ht} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left( r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2} + e_v \right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos \beta) \right]. \quad (4.67)$$

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від осі кореня шва у бік точки  $O_n$ , то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, запишеться у вигляді

$$(x - e_v)^2 + \left( y - h_f - \frac{\delta}{2} + R_f \right)^2 = R_f^2. \quad (4.68)$$

Підставивши (4.7) в (4.68), одержимо рівняння відносно  $y_f$

$$y_f^2 - 2 \left( h_f + \frac{\delta}{2} - R_f \right) y_f + \left( h_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 - 2 \left( h_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot R_f + (R_r \cdot \sin \beta - e_v)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_f = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - (R_r \cdot \sin \beta - e_v)^2}. \quad (4.69)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру опуклої частини кореня шва  $y_r$ , як і в підрозділі 4.1, визначається залежністю (4.9).

Отже, ексцентриситет на ділянці, що відповідає опуклій частині кореня шва, визначимо як половину від різниці (4.69) та (4.9)

$$e_{hc} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - (R_r \cdot \sin \beta - e_v)^2} + R_r \cdot (1 - \cos \beta) \right]. \quad (4.70)$$

Тепер будемо відраховувати координату  $\beta$  від лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення (точка  $O_f$ ), тоді рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, буде записуватись у вигляді

$$(x - g_r/2 - e_v)^2 + (y - h_f - \delta/2 + R_f)^2 = R_f^2. \quad (4.71)$$

Опускаючи викладки, аналогічні тим, які були зроблені вище для зони переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії

лицьового підсилення, визначимо ексцентриситет на ділянці, що відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться далі від неї

$$e_{ht} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left( r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2} - e_v \right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos \beta) \right]. \quad (4.72)$$

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від осі кореня шва в бік точки  $O_f$ , то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина лицьового підсилення, запишеться у вигляді

$$(x + e_v)^2 + \left( y - h_f - \frac{\delta}{2} + R_f \right)^2 = R_f^2. \quad (4.73)$$

Опускаючи викладки, аналогічні тим, які були зроблені вище для опуклої частини кореня шва з боку лінії його сплавлення з ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, визначимо ексцентриситет на ділянці, що відповідає опуклій частині кореня шва з боку лінії його сплавлення з ОМ, яка знаходиться далі від неї

$$e_{hc} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - (R_r \cdot \sin \beta + e_v)^2} + R_r \cdot (1 - \cos \beta) \right]. \quad (4.74)$$

Порівнявши (4.67) з (4.72) та (4.70) з (4.74), легко побачити, що вони відрізняються лише знаком при  $e_v$ , тому вирази для визначення ексцентриситету в зонах переходу від кореня шва до ОМ та на його опуклій частині можна узагальнити та записати у вигляді

$$e_{ht} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left( r_r \cdot \sin \beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos \beta) \right] \quad (4.75)$$

та

$$e_{hc} = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - (R_r \cdot \sin \beta \mp e_v)^2} + R_r \cdot (1 - \cos \beta) \right] \quad (4.76)$$

відповідно.

Тут і надалі верхній знак перед  $e_v$  відповідає зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, а нижній знак – зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться далі від неї.

Через точку  $A$ , яка знаходиться на контурі ближньої до осі симетрії лицьового підсилення зони переходу від кореня шва до ОМ розглядуваної моделі з'єднання, за правилами, описаними в підрозділі 2.1, проведемо ламаний переріз  $ABC$  (рис. 4.10).

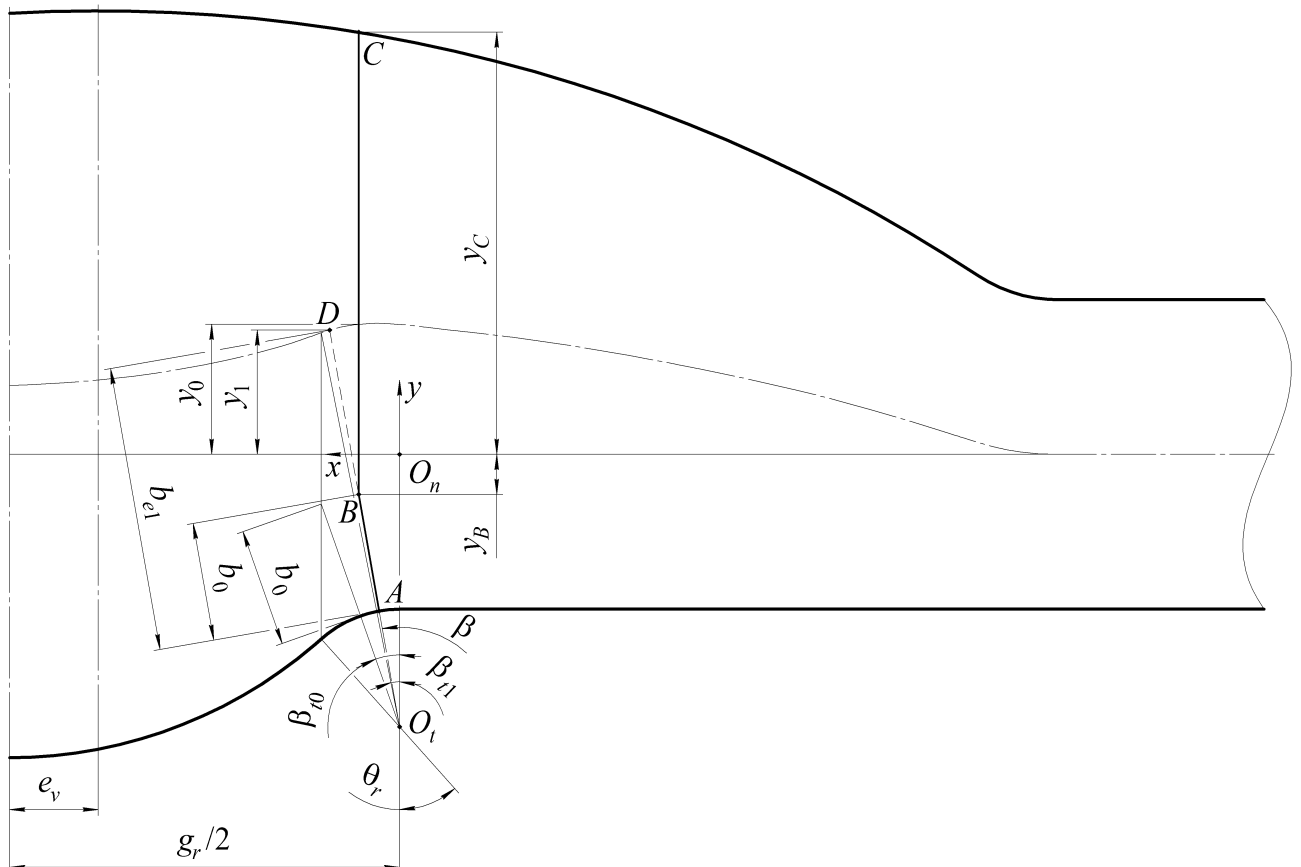


Рис. 4.10. Форма та характерні розміри ламаного перерізу в ближній до осі симетрії лицьового підсилення зони переходу від кореня шва до ОМ у стиковому з'єднанні, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Відстань по нормалі від контуру зони переходу до лінії положення центрів інерції  $b_{e1}$  буде визначатися виразом (4.11), однак член  $y_1$ , який входить у нього, буде відрізнятись.

Для визначення  $y_1$  у розглядуваному випадку встановимо координату точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $AD$ , з лінією положення центрів інерції перерізів.

Якщо прийняти систему координат із центром у точці  $O_n$  ( $O_f$  для нижнього знаку), то координата  $x$  буде визначатися через координату  $\beta$  залежністю (4.2).

Координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянках, які відповідають зонам переходу від кореня шва до ОМ, визначається залежністю (4.75), яку з урахуванням (4.2) можна переписати у вигляді

$$2y = h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos\beta). \quad (4.77)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (4.77) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянках з'єднання, що відповідають зонам переходу від кореня шва до ОМ

$$(H_t - 2y)^2 + 2(H_t - 2y) \sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right)^2} + (g_r \mp e_v) \cdot x + K_t = 0, \quad (4.78)$$

де

$$H_t = h_f - R_f - r_r; \quad K_t = R_f^2 - r_r^2 - \frac{(g_r \mp 2e_v)^2}{4}.$$

Пряма, на якій лежить відрізок  $AD$ , як і раніше, описується рівнянням (4.14), тому, підставивши  $x$  з цього рівняння у (4.78), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  для випадку, коли точка  $D$  знаходиться на ділянках лінії положення центрів інерції перерізів, які відповідають зонам переходу від кореня шва до ОМ

$$y_1^4 + \frac{C_{t3} \cdot y_1^3}{16(1 + \tan^2\beta)} + \frac{C_{t2} \cdot y_1^2}{16(1 + \tan^2\beta)} + \frac{C_{t1} \cdot y_1}{16(1 + \tan^2\beta)} + \frac{C_{t0}}{16(1 + \tan^2\beta)} = 0,$$

де

$$C_{t0} = \left[ 4H_t^2 + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2\beta + 2(g_r \mp 2e_v)(K_t - H_t^2) \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \tan\beta - \\ - 2(2r_r^2 + K_t) \cdot H_t^2 + K_t^2 + H_t^4;$$

$$\begin{aligned}
C_{t1} &= 2 \left[ 4H_t^2 - 8H_t \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \beta + \\
&+ 2(g_r \mp 2e_v) \cdot \left( 4H_t \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) - H_t^2 + K_t \right) \cdot \tan \beta + 8H_t \cdot (2r_r^2 + K_t - H_t^2); \\
C_{t2} &= \left( 4 \left[ (H_t - 2r_r - \delta)^2 - 2H_t \cdot (2r_r + \delta) \right] + (g_r \mp 2e_v)^2 \right) \tan^2 \beta + \\
&+ 8(g_r \mp 2e_v) \left( H_t - r_r - \frac{\delta}{2} \right) \tan \beta - 8(2r_r^2 + K_t - 3H_t^2); \\
C_{t3} &= 16(2r_r + \delta - H_t) \cdot \tan^2 \beta - 8(g_r \mp 2e_v) \cdot \tan \beta - 32H_t.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, записується у вигляді (4.15).

Значення  $\beta_{t1}$ , при досягненні якого точка  $D$  лежатиме на ділянці лінії положення центрів інерції, яка відповідає опуклій частині кореня шва, визначимо з огляду на те, що координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\beta = \beta_{t1}$ , як і раніше визначається з (4.2) при  $\beta = \theta_r$ , а координата у цієї точки тепер визначається з (4.75) при такому ж значенні  $\beta$

$$\beta_{t1} = \arctan \frac{2r_r \cdot \sin \theta_r}{\delta + h_f - R_f + r_r(1 + \cos \theta_r) + \sqrt{R_f^2 - \left( r_r \cdot \sin \theta_r - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2}}. \quad (4.79)$$

З іншого боку, координату  $x$  у прийнятій системі координат з центром у точці  $O_n$  ( $O_f$  для нижнього знаку) можна пов'язати з координатою  $\beta$  залежністю (4.18), а координата у лінії положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині кореня шва, визначається залежністю (4.76), яку з урахуванням (4.18) можна представити у вигляді

$$2y = h_f - R_f - h_r + \sqrt{R_f^2 - \left( \frac{g_r}{2} - x \mp e_v \right)^2} + R_r \cdot (1 - \cos \beta). \quad (4.80)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (4.80) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці з'єднання, що відповідає опуклій частині кореня шва

$$(H_c + 2y)^2 + 2(H_c + 2y)\sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r \mp e_v}{2}\right)^2} \mp 2e_v \cdot x + K_c = 0, \quad (4.81)$$

де

$$H_c = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_t = R_f^2 - R_r^2 \pm e_v(g_r \mp e_v).$$

Підставивши  $x$  із (4.14) у (4.81), отримаємо рівняння для визначення  $y_1$  для випадку, коли точка  $D$  знаходиться на ділянці лінії положення центрів інерції перерізів, яка відповідає опуклій частині кореня шва

$$y_1^4 + \frac{C_{c3} \cdot y_1^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c2} \cdot y_1^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c1} \cdot y_1}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{c0}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$C_{c0} = 4(H_c^2 + e_v^2) \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \cdot \tan^2 \beta - 4[(g_r \mp e_v) \cdot H_c^2 \pm e_v \cdot K_c] \cdot \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan \beta + \\ + [2K_c + H_c^2 - 4R_f^2 + (g_r \mp 2e_v)^2] \cdot H_c^2 + K_c^2;$$

$$C_{c1} = 8(H_c^2 + H_c(2r_r + \delta) + e_v^2) \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right) \tan^2 \beta - \\ - 4\left[H_c^2(g_r \mp e_v) + 4H_c \left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)(g_r \mp e_v) \pm e_v \cdot K_c\right] \cdot \tan \beta + \\ + 4H_c [2K_c + 2H_c^2 - 4R_f^2 + (g_r \mp 2e_v)^2];$$

$$C_{c2} = 4\left[(H_c + 2r_r + \delta)^2 + 2H_c \cdot (2r_r + \delta) + e_v^2\right] \cdot \tan^2 \beta - \\ - 16(g_r \mp e_v) \cdot \left(H_c + r_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot \tan \beta + 8K_c + 24H_c^2 - 16R_f^2 + 4(g_r \mp 2e_v)^2;$$

$$C_{c3} = 16(2r_r + \delta + H_c) \cdot \tan^2 \beta - 16(g_r \mp e_v) \cdot \tan \beta + 32H_c.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, записується у вигляді (4.21).

Підставивши (4.22) в (4.65) (або в (4.71) для нижнього знаку), можемо записати рівняння відносно координати точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром лицьового підсилення  $y_{of}$  в залежності від координати  $\beta$

$$y_{0f}^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2} - R_f\right)y_{0f} + \left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_f + \frac{\delta}{2}\right)R_f + \left[\left(r_r + b_0\right)\sin\beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right]^2 = 0,$$

додатний розв'язок якого, має вигляд

$$y_{0f} = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left[\left(r_r + b_0\right)\sin\beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right]^2}. \quad (4.82)$$

Тут необхідно зазначити, що ця залежність, як і раніше, описує зміну координати у точки  $C$  ламаного перерізу  $u_C$ .

Координата точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром кореня шва  $y_{0r}$  в зоні його переходу до  $OM$  в залежності від координати  $\beta$  залишається без змін і визначається виразом (4.26).

Отже, параметр  $y_0$  на ділянці, що відповідає зонам переходу від кореня шва до  $OM$ , визначимо як половину від різниці (4.82) та (4.26)

$$y_0 = \frac{1}{2}\left(h_f - R_f - r_r + \sqrt{R_f^2 - \left[\left(r_r + b_0\right)\sin\beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right]^2}\right) + \frac{1}{2}\sqrt{r_r^2 - \left(r_r + b_0\right)^2 \cdot \sin^2\beta}. \quad (4.83)$$

Координата точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром кореня шва  $y_{0r}$  на його опуклій частині в залежності від координати  $\beta$  також залишається без змін і визначається виразом (4.30).

Отже, параметр  $y_0$  на ділянці, що відповідає опуклій частині кореня шва, визначимо як половину від різниці (4.82) та (4.30)

$$y_0 = \frac{1}{2}\left(h_f - R_f - h_r + R_r + \sqrt{R_f^2 - \left[\left(r_r + b_0\right)\sin\beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v\right]^2}\right) - \frac{1}{2}\sqrt{R_r^2 - \left[\left(r_r + b_0\right)\sin\beta - \frac{g_r}{2}\right]^2}. \quad (4.84)$$

Значення  $\beta_{t0}$ , при досягненні якого відрізок  $BC$  перетинатиме лінію положення центрів інерції на ділянці, яка відповідає опуклій частині кореня шва, як і раніше, визначається формулою (4.28).

Для визначення напружень в розглядуваному випадку по аналогії з перерізом  $ABC$  через точку  $A_1$ , яка теж знаходиться на контурі ближньої до осі симетрії лицьового підсилення зони переходу від кореня шва до ОМ, проведемо інший ламаний переріз  $A_1B_1C_1$  таким чином, щоб продовження відрізків  $AB$  та  $A_1B_1$  утворювали нескінченно малий кут  $\Delta\beta$  (рис. 4.11).

Такі ж побудови можна виконати і на контурі дальньої від осі симетрії лицьового підсилення зони переходу від кореня шва до ОМ.

Припустимо, що внаслідок деформації переріз  $A_1B_1C_1$  залишився нерухомим, а переріз  $ABC$  зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 4.11.

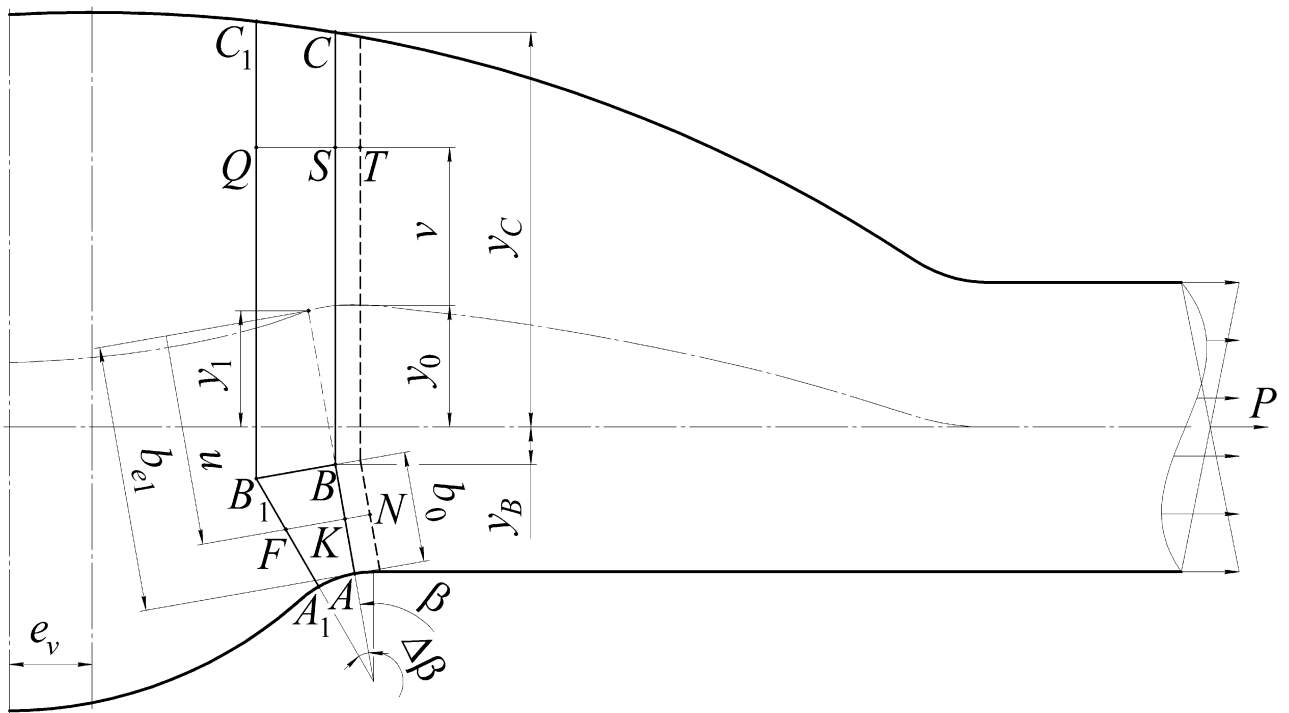


Рис. 4.11. Взаємне положення ламаних перерізів в ближній до осі симетрії лицьового підсилення зони переходу від кореня шва до ОМ стикового з'єднання та поступальне переміщення перерізу  $ABC$  при його розтягу.

Оскільки загальні обриси ламаних перерізів, зображених на рис. 4.3 та рис. 4.11, та характер їх взаємного переміщення під час деформування співпадають, напруження розтягу на контурі зон переходу від кореня шва до ОМ в розглядуваному випадку визначатимуться формулами (4.40) при  $b_0 \leq b_{e1}$  та (4.43) при  $b_0 \geq b_{e1}$ .

Припустімо, що внаслідок згину переріз  $A_1B_1C_1$  лишився нерухомим, а переріз  $ABC$  повернувся на малий кут  $\Delta\gamma$  і зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 4.12.

Оскільки загальні обриси ламаних перерізів, зображених на рис. 4.4 та рис. 4.12, та характер їх взаємного переміщення під час деформування співпадають, напруження згину на контурі зон переходу від кореня шва до ОМ в розглядуваному випадку визначатимуться формулами (4.51) при  $b_0 \leq b_{e1}$  та (4.56) при  $b_0 \geq b_{e1}$ .

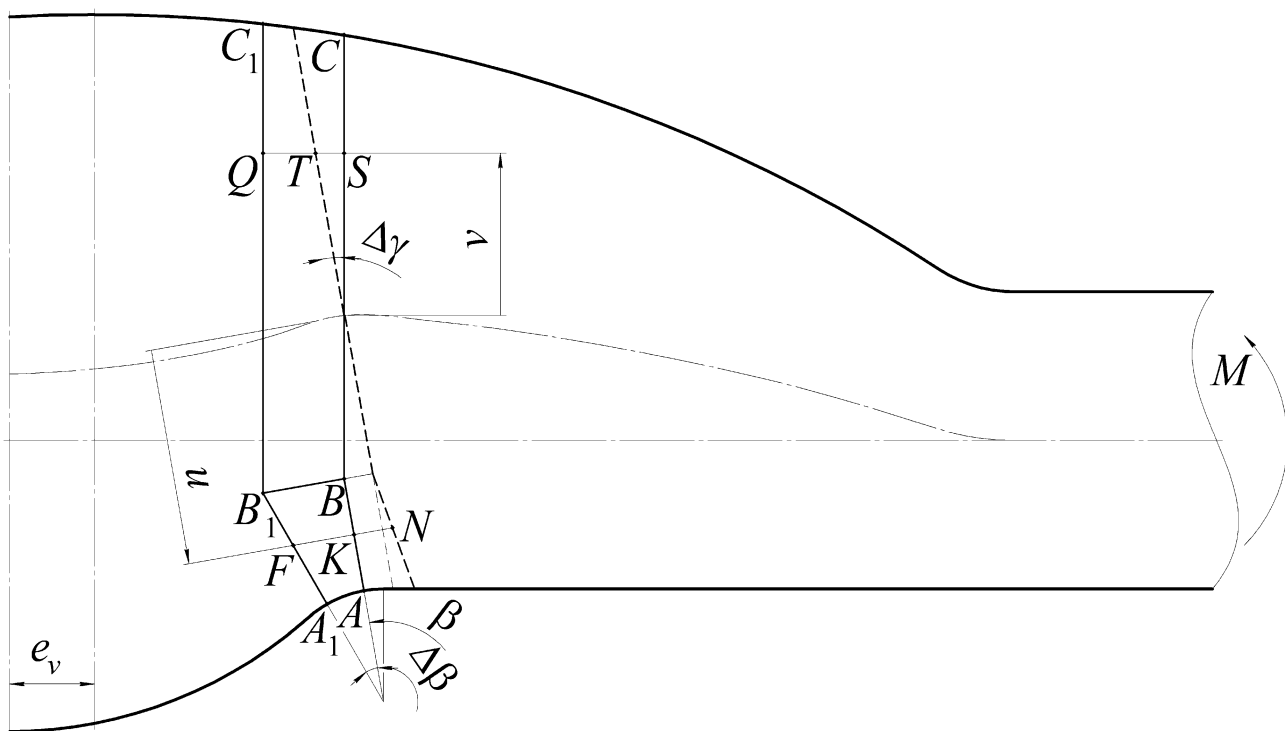


Рис. 4.12. Поворот ламаного перерізу  $ABC$  при згинанні стикового зварного з'єднання, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Сумарні напруження на контурі зон переходу від кореня шва до ОМ при  $b_0 \leq b_{e1}$  визначатимуться як сума напружень розтягу (4.40) та згину (4.51), тому з урахуванням того, що в розглядуваному випадку згинальний момент визначатиметься формулою

$$M = P \cdot e_{ht}, \quad (4.85)$$

можемо записати

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left( \frac{1}{T_0} + \frac{e_{ht} \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos \beta)}{B_0 \cdot \cos \beta} \right). \quad (4.86)$$

У випадку  $b_0 \geq b_{e1}$  ці напруження визначатимуться як сума напружень розтягу (4.43) та згину (4.56), тоді з урахуванням (4.85) матимемо

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left( \frac{1}{T_1} + \frac{e_{ht} \cdot b_{e1}}{B_1} \right). \quad (4.87)$$

В якості прикладу визначимо напруження у стиковому з'єднанні алюмінієвого сплаву АМг6, виконаного ІДЗПЕ (рис. 4.13), розміри конструктивних елементів шва якого наведені в табл. 4.2.

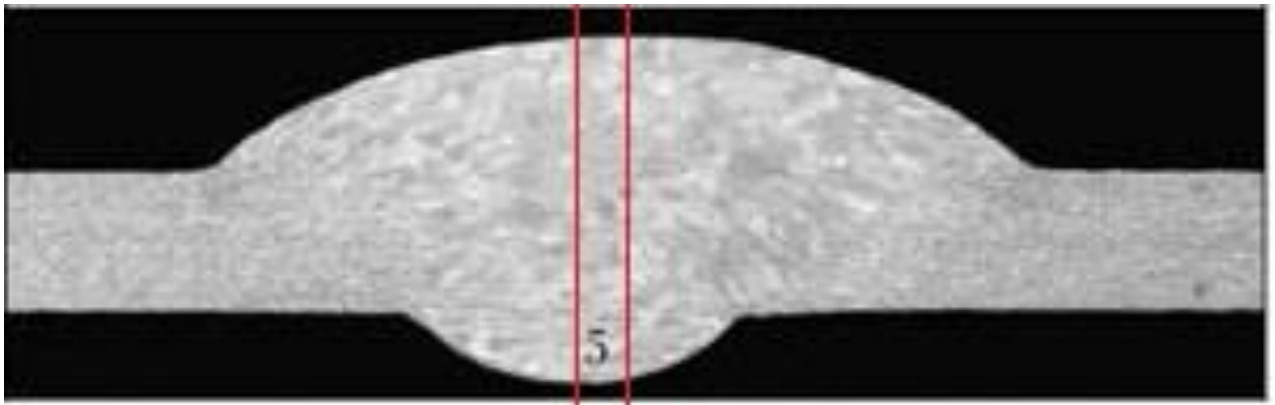


Рис. 4.13. Макрошліф стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6 товщиною 1,5 мм, отриманого ІДЗПЕ [175].

Оскільки на лінії сплавлення кореня шва з ОМ ( $\beta = 0$ ) розглядуваного з'єднання  $b_0 \leq \delta/2$ , то очевидно, що на всьому проміжку зміни  $\beta$  від 0 до  $\theta$ , виконується умова  $b_0 \leq b_{e1}$ , тому епюри напружень будуватимемо за формулою (4.86).

Аналіз епюр (рис. 4.14) показує, що максимальне напруження діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення, хоча ексцентриситет в цій точці менше ( $e_h = 0,52$  мм), ніж на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться ближче до неї ( $e_h = 0,63$  мм). Такий результат пов'язаний з тим, що ексцентриситет зростає пропорційно збільшенню висоти лицьового підсилення, але разом із нею збільшується і поперечний переріз. При цьому дослідження [136] показали, що збільшення

поперечного перерізу за рахунок лицьового підсилення призводить до зниження напружень в околі кореня шва.

Таблиця 4.2

**Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6 товщиною  $\delta = 1,5$  мм, виконаного ІДЗПЕ [207]**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 1,400                      | 9,300                      | 33,511                           | 0,700                       | 7,722                              |
| Коренева ( $r$ )  | 0,720                      | 3,780                      | 41,710                           | 0,570                       | 2,271                              |

Примітка. Відстань між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва  $e_v = 0,43$  мм; глибина дії концентратора в зонах переходу від кореня шва до ОМ  $b_0 = 0,574$  мм.

Таким чином, можна підсумувати, що починаючи з деякого значення висоти лицьового підсилення зниження напружень за рахунок збільшення поперечного перерізу стає більш інтенсивним, ніж їх збільшення за рахунок ексцентриситету.

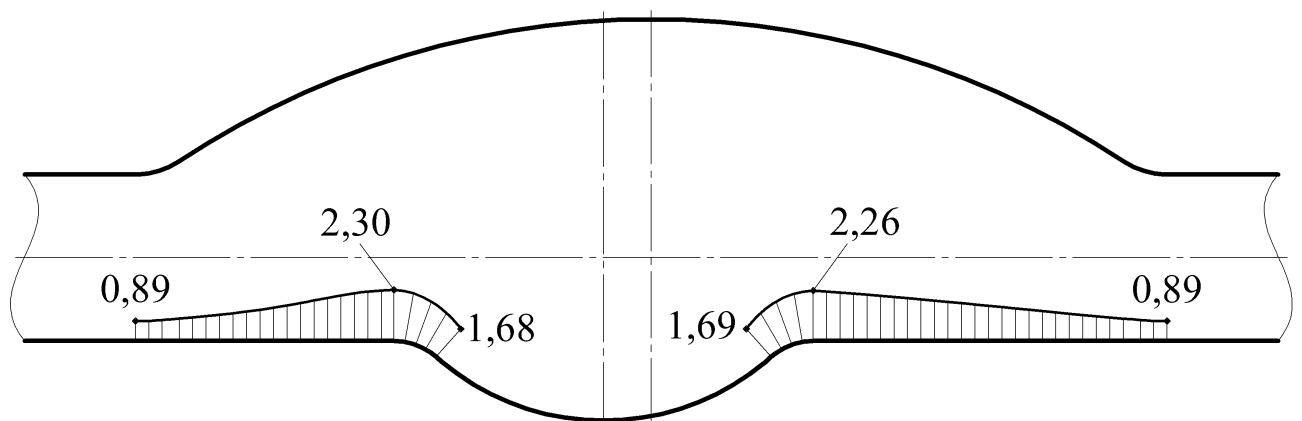


Рис. 4.14. Епюри напружень на контурі зон переходу від кореня шва до ОМ стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Для підтвердження результатів, отриманих представленим методом, проведено комп'ютерне моделювання полів напружень у досліджуваному зразку за допомогою МСЕ. Сітку скінчених елементів (рис. 4.15) дрібнили у відповідності до рекомендацій, наведених у параграфі 2.4 (див. стор. 95). В результаті остаточна розрахункова модель нараховувала 67726 елементів із 262039 вузлами.

За результатами чисельного розрахунку (рис. 4.16) було встановлено, що максимальне напруження, як і за даним теоретичних розрахунків, дійсно діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення. При цьому відхилення величини максимального напруження, отриманої теоретичним та чисельним методами, складає менше 10 %.

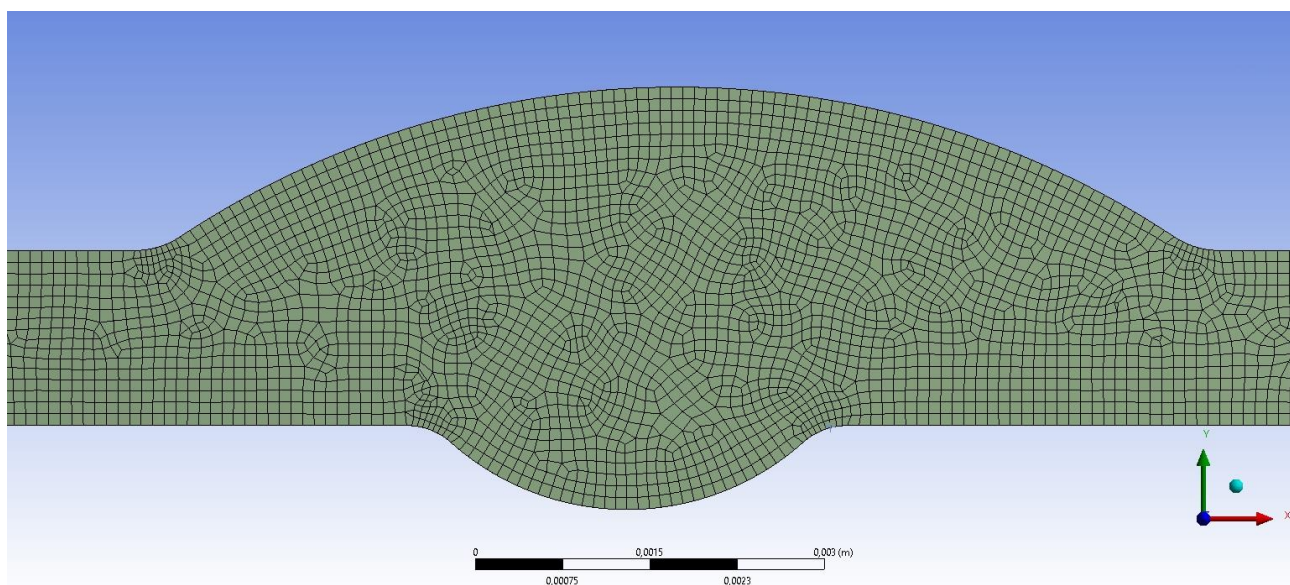


Рис. 4.15. Дискретизація моделі стикового зварного з'єднання сплаву АМгб, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають, сіткою скінчених елементів.

ККН на лініях сплавлення кореня шва з ОМ для випадків  $b_0 \leq b_{e1}$  та  $b_0 \geq b_{e1}$  визначається як відношення напружень (4.86) та (4.87) в перерізі  $\beta = 0$  до номінального напруження відповідно. В результаті формули для його визначення будуть мати вигляд (4.62) та (4.64), однак параметр  $m$ , який входить до їх складу в розглядуваному випадку визначатиметься формулою

$$m = \delta + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{1}{4}(g_r \mp 2e_v)^2}. \quad (4.88)$$

Тут необхідно зауважити, що за відсутності зміщення між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва ( $e_v = 0$ ) формула (4.88) тотожно перетворюється на формулу (4.63). Таким чином, параметр  $m$ , який визначається формулою (4.88), являється універсальним і при підстановці його у вирази (4.62) та (4.64) дозволяє визначати ККН у стикових зварних з'єднаннях як зі зміщенням осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва, так і без нього.

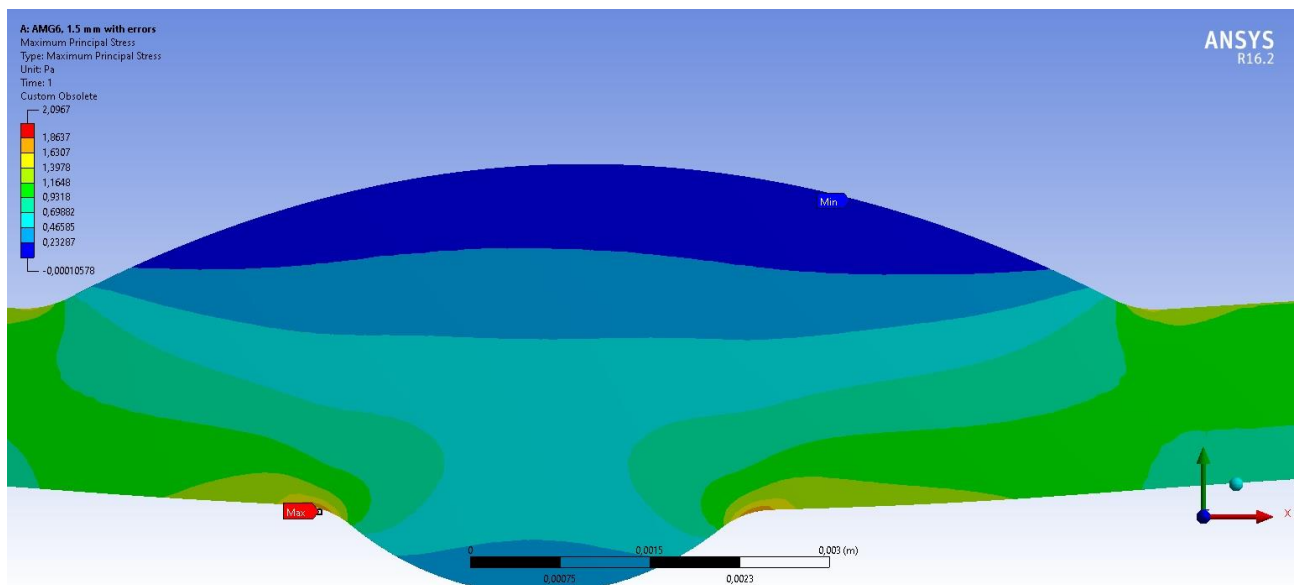


Рис. 4.16. Результати чисельного моделювання полів напружень в досліджуваному стиковому зварному з'єднанні зі сплаву АМГ6, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Однак максимальне напруження не завжди діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення. Для підтвердження цього наведемо тут ще один приклад розрахунку напружень у стиковому з'єднанні алюмінієвого сплаву АМГ6М, виконаного гібридним способом зварювання (лазер + ІДЗПЕ) (рис. 4.17), розміри конструктивних елементів шва якого наведені в табл. 4.3.

Для розглядуваного з'єднання також справедлива нерівність  $b_0 \leq \delta/2$ , тому по аналогії з попереднім прикладом епюри напружень будуватимемо за формулою (4.86).

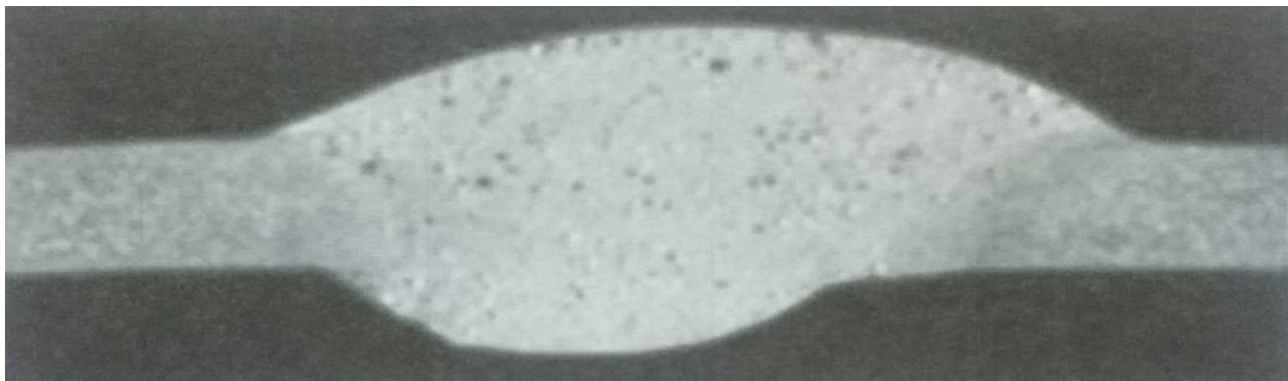


Рис. 4.17. Макрошліф стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М товщиною 2,0 мм, отриманого гібридним (лазер + ІДЗПЕ) зварюванням [208].

Аналіз епюр (рис. 4.18) показує, що максимальне напруження діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, і становить 2,01 від номінального напруження (ексцентриситет  $e_h = 0,79$  мм), в той час як напруження на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від неї, становить 1,91 від номінального напруження (ексцентриситет  $e_h = 0,20$  мм).

Таблиця 4.3

**Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6 товщиною  $\delta = 2,0$  мм, виконаного гібридним (лазер + ІДЗПЕ) зварюванням [208]**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 1,850                      | 15,060                     | 27,607                           | 1,470                       | 14,780                             |
| Коренева ( $r$ )  | 1,270                      | 9,140                      | 31,061                           | 1,250                       | 7,607                              |

Примітка. Відстань між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва  $e_v = 1,8$  мм; глибина дії концентратора в зонах переходу від кореня шва до ОМ  $b_0 = 0,992$  мм.

Таким чином, бачимо, що при малих відносних значеннях величини ексцентриситету на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення (в розглядуваному випадку  $e_h/\delta = 0,1$ ), максимальне напруження діятиме на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться ближче до неї.

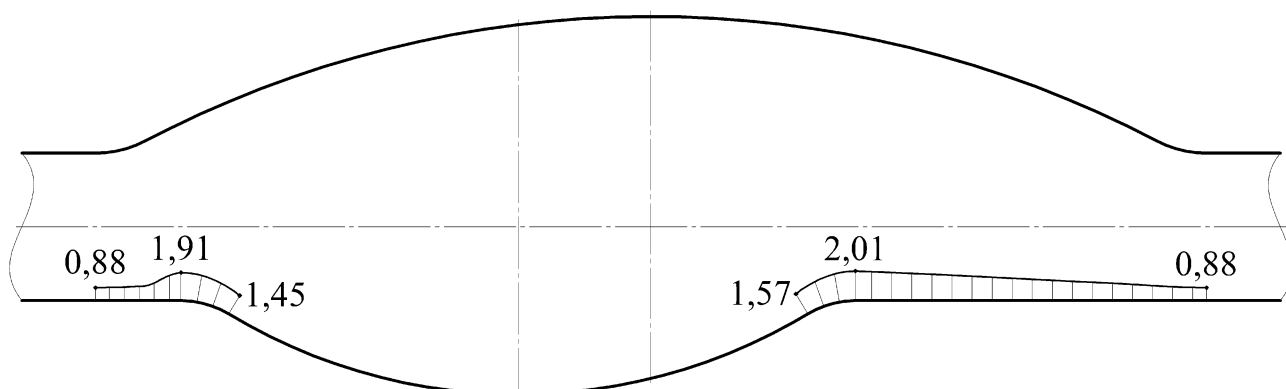


Рис. 4.18. Епюри напружень на контурі зон переходу від кореня шва до ОМ стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгбМ, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

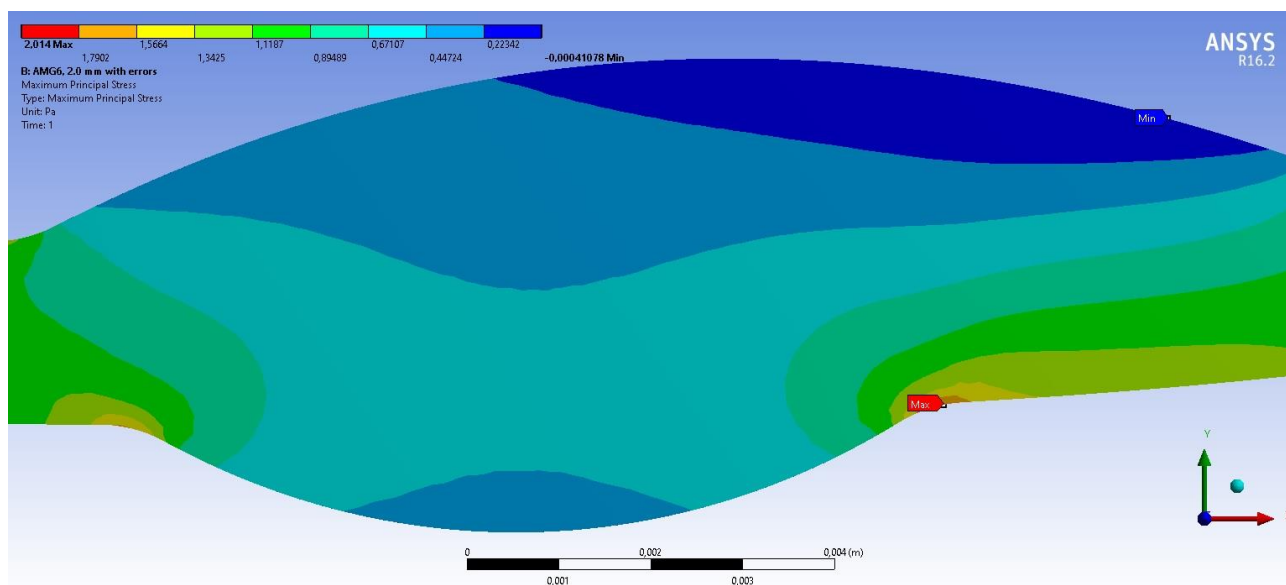


Рис. 4.19. Результати чисельного моделювання полів напружень в досліджуваному стиковому зварному з'єднанні зі сплаву АМгбМ, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Отримані результати підтверджуються результатами комп'ютерного моделювання полів напружень у досліджуваному зразку за допомогою МСЕ

(рис. 4.19), згідно з якими відхилення величини максимального напруження, отриманого теоретичним та чисельним методами, складає менше 1 %. Остаточна розрахункова модель нараховувала 9729 елементів із 40797 вузлами (рис. 4.20).

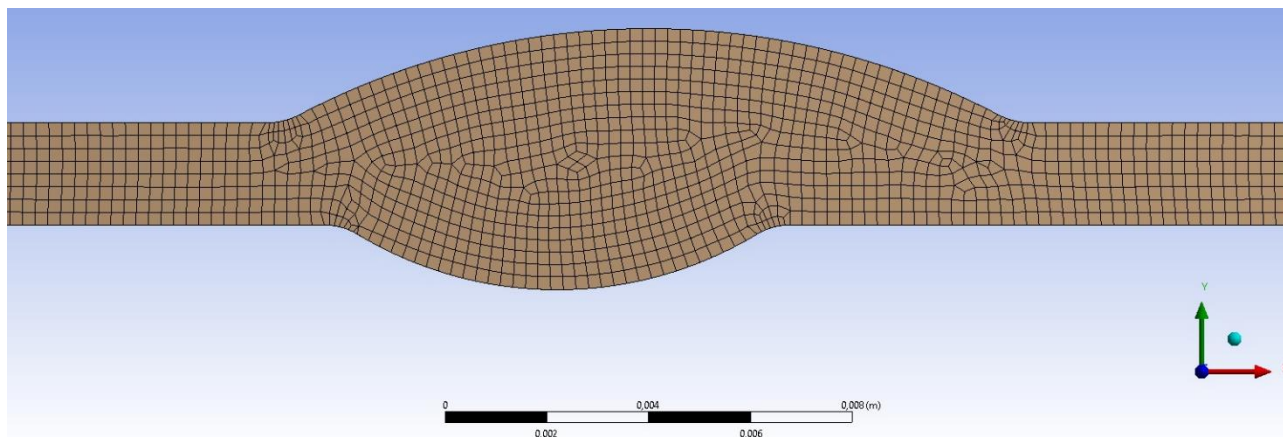


Рис. 4.20. Дискретизація моделі стикового зварного з'єднання сплаву АМгбМ, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають, сіткою скінчених елементів.

#### 4.5 Урахування початкової кутової деформації

При зварюванні плавленням стикових швів без розробки або з V-подібною розробкою кромek кількість розплавленого металу збільшується від зворотної до лицьової сторони з'єднання, що спричинює нерівномірне поперечне осідання по товщині з'єднаних пластин при вистиганні [141]. Внаслідок цього паралельні до зварювання частини з'єднання повертаються одна відносно іншої на деякий кут  $\gamma$ , утворюючи кут між лицьовими поверхнями  $< 180^\circ$  (рис. 4.21).

Такі відхилення геометричної форми призводять до збільшення напружень у зварних з'єднаннях при їх осьовому навантаженні внаслідок виникнення додаткових напружень згину [209]. Показано [210], що відхилення геометричної форми, які виникають в процесі зварювання, чинять помітний негативний вплив на втомну довговічність, особливо для тонколистових конструкцій з малою жорсткістю на згин.

З урахуванням поступальних і кутових взаємних переміщень зварюваних пластин при формуванні стикового з'єднання узагальнена формула для визначення теоретичного ККН має вигляд [104]

$$\alpha_{\sigma} = \alpha_{\sigma w} \cdot \alpha_m \cdot \alpha_{\gamma}, \quad (4.89)$$

де  $\alpha_m$  та  $\alpha_{\gamma}$  – ККН від поперечного зміщення зварюваних кромки та кутової деформації відповідно.

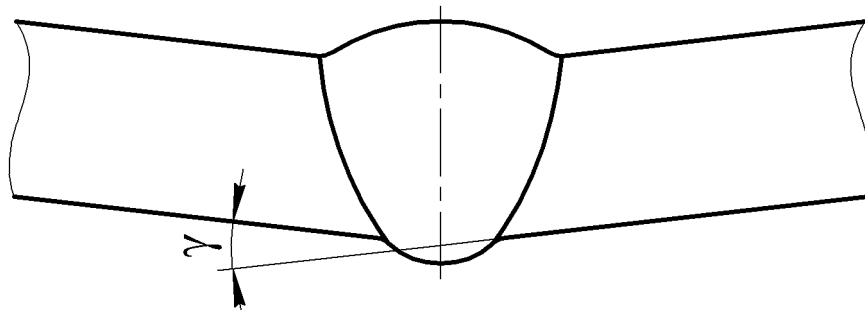


Рис. 4.21. Кутове переміщення внаслідок нерівномірного поперечного осідання в процесі формування стикового зварного шва.

Для визначення коефіцієнта  $\alpha_{\gamma}$  у з'єднаннях з симетричним відносно серединної поверхні з'єднуваних пластин швом в [105] запропоновано формулу

$$\alpha_{\gamma} = 1 + \frac{3L}{\delta} \sin \gamma, \quad (4.90)$$

де  $L/2$  – відстань від кромки шва до точки прикладення осевого навантаження  $P$  (рис. 4.22).

Згідно з рекомендаціями МІЗ [74] для визначення  $\alpha_{\gamma}$  використовують формулу

$$\alpha_{\gamma} = 1 + \frac{3L \cdot \gamma \tanh(\beta)}{\delta \beta}, \quad (4.91)$$

де нелінійний множник, залежний від  $\beta$ , враховує ефект зменшення початкового кута  $\gamma$  внаслідок вертикального переміщення перерізу, до якого прикладено осеву силу [211].

Зважаючи на те, що кут зазвичай не перевищує  $5^\circ$  [212], можна з точністю до четвертого знаку прийняти  $\sin \gamma \approx \gamma$ . Отже, без урахування ефекту випрямлення формули (4.90) та (4.91) можна вважати тотожними.

Розглянувши рис. 4.22, легко побачити, що внаслідок кутової деформації під дією осової сили  $P$  також виникає згинальний момент  $M_\gamma$ , який на лінії сплавлення МШ з ОМ визначатиметься формулою

$$M_\gamma = \frac{P \cdot L}{2} \sin \gamma. \quad (4.92)$$

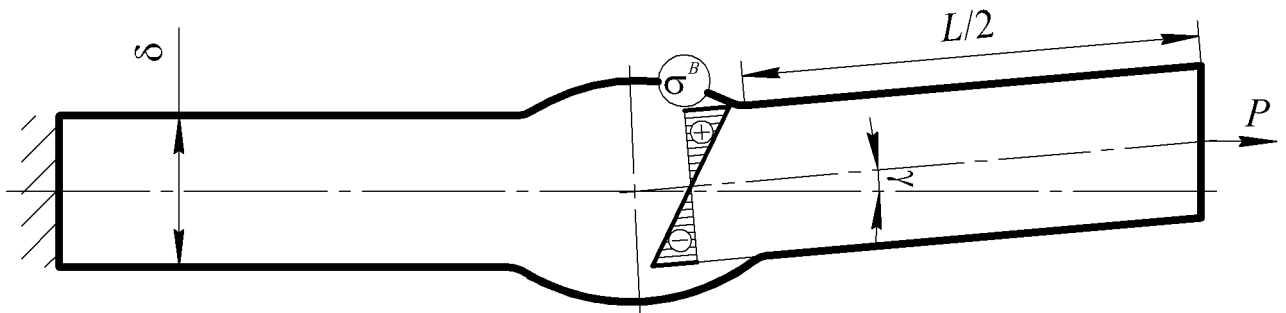


Рис. 4.22. Розрахункова схема стикового зварного з'єднання з симетричним підсиленням та початковою кутовою деформацією.

Тоді напруження розтягу від дії осової сили в перерізі, який відповідає лінії сплавлення, без урахування концентрації напружень, зумовленої формою зони переходу від МШ до ОМ, для з'єднання одиничної ширини становлять

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

а напруження згину в цьому перерізі від дії згинального моменту –

$$\sigma^B = \frac{3P \cdot L}{\delta^2} \sin \gamma.$$

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

$$\sigma^\Sigma = \frac{P}{\delta} \left( 1 + \frac{3L}{\delta} \sin \gamma \right). \quad (4.93)$$

Як бачимо, в дужках формули (4.93) маємо коефіцієнт  $\alpha_\gamma$  з формули (4.90).

Оскільки в роботі [105] розглядався симетричний шов, напруження на нижній стороні з'єднання лишилися поза увагою, так як очевидно, що вони являтимуть собою різницю напружень розтягу та згину (див. епюру на рис.

4.22) і будуть меншими за напруження на верхній стороні. При цьому деякі автори, наприклад [32, 180], при розрахунках ККН на кореневій стороні з'єднань, виконаних одностороннім зварюванням, множать ККН від форми шва  $\alpha_{\sigma w}$  на ККН від кутової деформації, внаслідок чого сумарний ККН збільшується, хоча насправді початкова кутова деформація має призводити до його зменшення в околі кореня шва.

Згідно з (3.32) та з урахуванням (4.5) і (4.88) згинальний момент, зумовлений ексцентриситетом прикладення осевого навантаження на ділянці зі швом, на лінії сплавлення кореня шва з ОМ у стиковому з'єднанні без початкової кутової деформації (див. рис. 4.1) буде визначатися формулою

$$M_e = \frac{P}{2}(m - \delta). \quad (4.94)$$

Оскільки напрямок дії згинального моменту, пов'язаного з початковою кутовою деформацією, є протилежним до напрямку дії моменту, зумовленого ексцентриситетом, остаточний момент на лінії сплавлення кореня шва з ОМ визначатиметься як їх різниця

$$M = M_e - M_\gamma = \frac{P}{2} \left[ m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma \right]. \quad (4.95)$$

З урахуванням (4.95) формули (4.62) та (4.64) для визначення теоретичного ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ відповідно набудуть вигляду

$$\alpha_\sigma^r = \frac{\delta}{r_r \left( \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot \left[ m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma \right]}{4r_r \left[ \left( r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]} \quad (4.96)$$

та

$$\alpha_{\sigma}^r = \frac{\delta}{r_r \left( \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot [m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma]}{4r_r \left[ \left( r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]} \quad (4.97)$$

Як було зазначено у розділі 1 ККН для напружень розтягу та згинання в одному й тому ж концентраторі відрізняються. Тому використання формул типу (4.89), які передбачають множення теоретичного ККН при розтягу на інші коефіцієнти, що враховують додаткові напруження згину, не є коректним у повній мірі.

Сумарне напруження на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ у випадку  $a_0 \leq a_{e1}$  визначається як сума напружень розтягу (3.28) та згину (3.39) при  $\alpha = 0$

$$\sigma_f^{\Sigma} = \frac{P}{r_f \left( \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{\delta - a_0}{r_f + a_0} \right)} + \frac{M \cdot \delta}{2r_f \left[ \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0 \cdot (r_f + \delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{\delta^3 + (\delta - 2a_0)^3}{24(r_f + a_0)} \right]} \quad (4.98)$$

Для випадку  $a_0 \geq a_{e1}$  це напруження визначатиметься як сума напружень розтягу (3.29) та згину (3.40) при  $\alpha = 0$

$$\sigma_f^{\Sigma} = \frac{P}{r_f \left( \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} + \frac{\delta}{2r_f + \delta} \right)} + \frac{M \cdot \delta}{2r_f \left[ \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} - \frac{\delta}{2} \cdot (r_f + \delta) + \frac{\delta^2}{8} + \frac{\delta^3}{12(2r_f + \delta)} \right]} \quad (4.99)$$

Оскільки згідно з (3.1) ексцентриситет при  $\alpha = 0$  дорівнює нулю, згинальний момент в цій точці зумовлений лише початковою кутовою деформацією і визначається формулою (4.92).

Таким чином, розділивши (4.98) та (4.99) з урахуванням (4.92) на номінальне напруження, отримаємо формули для визначення теоретичного ККН за наявності початкової кутової деформації відповідно при  $a_0 \leq a_{e1}$  та  $a_0 \geq a_{e1}$

$$\alpha_f^\Sigma = \frac{\delta}{r_f \left( \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{\delta - a_0}{r_f + a_0} \right)} + \frac{\delta^2 \cdot L \cdot \sin \gamma}{4r_f \left[ \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0 \cdot (r_f + \delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{\delta^3 + (\delta - 2a_0)^3}{24(r_f + a_0)} \right]} \quad (4.100)$$

та

$$\alpha_f^\Sigma = \frac{\delta}{r_f \left( \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} + \frac{\delta}{2r_f + \delta} \right)} + \frac{\delta^2 \cdot L \cdot \sin \gamma}{4r_f \left[ \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_f + \delta}{2r_f} - \frac{\delta}{2} \cdot (r_f + \delta) + \frac{\delta^2}{8} + \frac{\delta^3}{12(2r_f + \delta)} \right]} \quad (4.101)$$

Розглянемо стикове зварне з'єднання, розміри якого наведені в табл. 4.1, і постулюємо в ньому початкову кутову деформацію  $\gamma = 2^\circ$  та відстань від лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ до точки прикладення осьового навантаження  $L/2 = 3$  мм. Оскільки для цього з'єднання має місце  $b_0 \leq \delta/2$  (див. табл. 4.1), то ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ у досліджуваному з'єднанні визначатимемо за формулою (4.96), в результаті встановимо, що він складає 1,92. Як було показано вище (див. рис. 4.6), у цьому з'єднанні без початкової кутової деформації ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ

складає 2,4. Таким чином, наявність початкової кутової деформації призводить до зниження напружень в околі кореня шва на 20 %.

Також для цього з'єднання має місце  $a_0 \leq \delta/2$  (див. табл. 4.1), тому ККН на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ визначатимемо за формулою (4.100), в результаті встановимо, що він складає 2,14. Як було показано вище (див. рис. 4.6), у цьому з'єднанні без початкової кутової деформації ККН на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ складає 1,62. Отже, початкова кутова деформація призводить до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднання на 32 %.

Отримані теоретичні результати добре узгоджуються з результатами чисельних розрахунків МСЕ, згідно яких максимальне напруження в околі кореня шва склало 2,01, а в околі підсилення – 2,22 (рис. 4.23).

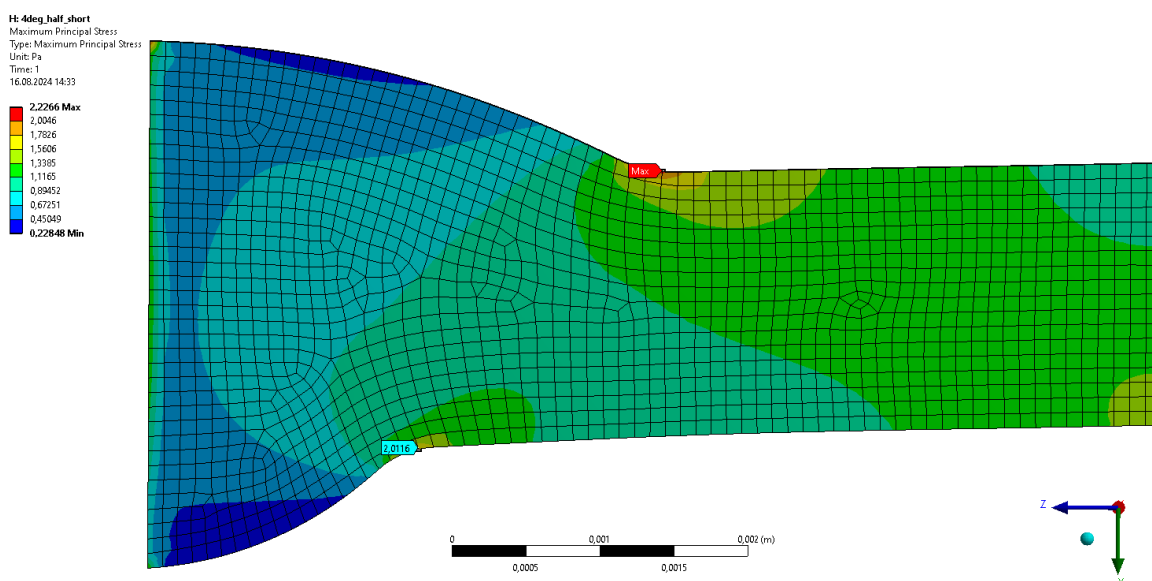


Рис. 4.23. Результати чисельного моделювання полів напружень у досліджуваному з'єднанні зі сплаву АМгбМ з початковою кутовою деформацією.

Таким чином, напруження на лицьовій стороні з'єднання відрізняються на 3,8 %, а на його кореневій стороні – на 4,7 %. Остаточна розрахункова модель нараховувала 16848 елементів із 70308 вузлами.

Так як  $\alpha_m = 1$ , загальний ККН  $\alpha_\sigma = 2,14$ , а теоретичний ККН форми шва  $\alpha_{\sigma_w} = 1,62$ , то згідно з формулою (4.89) ККН кутової деформації  $\alpha_\gamma$  за уточненою

теорією складає 1,32, а за формулою (4.90), яка не враховує різниці між ККН при розтягу та згинанні, ця величина становить майже 1,35. Очікувано, що уточнені розрахунки є менш консервативними, оскільки для стикових зварних з'єднань ККН при згинанні дещо менші за ККН при розтягу (див. табл. 2.7).

#### **Висновки за розділом 4**

1. Встановлено функціональну залежність ексцентриситету прикладання осьового навантаження від контурної координати, яка описує зону переходу від кореня шва до основного металу стикового зварного з'єднання з асиметричним підсиленням і визначає положення ламаних перерізів. Також встановлені залежності характерних геометричних параметрів ламаних перерізів, пов'язаних з ексцентриситетом, від цієї координати.

2. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в зонах переходу від кореня шва до основного металу як по контуру, так і по глибині стикового зварного з'єднання з асиметричним швом, що дозволяє визначати напруження на поверхні цих зон, а також на контурі опуклої частини лицьового підсилення. Обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом в залежності від геометричних розмірів лицьової та кореневої частин шва, які враховують збільшення поперечного перерізу за рахунок лицьового підсилення та ексцентриситет прикладення осьового навантаження.

3. На прикладі тонколистового стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгбМ, виконаного АДЗНЕ, було показано, що внаслідок ексцентриситету прикладення осьового навантаження напруження на лінії сплавлення кореня шва з основним металом зростають більш ніж на 75 %, внаслідок чого максимальне напруження, що діє в околі кореня шва, значно перебільшує відповідну величину в зонах концентрації на лицьовій стороні з'єднання.

4. Виявлено вплив неспівпадіння осей симетрії лицьового підсилення та кореня шва на величину та характер розподілу напружень на кореневій стороні стикового зварного з'єднання. Удосконалено отримані математичні вирази для визначення напружень у локальних зонах та запропоновано математичні формули для розрахунку ККН на лініях сплавлення кореня шва з основним металом, до яких входить відстань між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва.

5. Результати розрахунків напружень в зонах переходу від кореня шва до основного металу тонколистових стикових зварних з'єднань за уточненими формулами показали, що для деяких з'єднань максимальне напруження діє на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться далі від осі симетрії лицьового підсилення, хоча ексцентриситет в цій точці менше, ніж на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться ближче до неї. На підставі чого можна зробити висновок, що починаючи з деякого значення висоти лицьового підсилення зниження напружень за рахунок збільшення поперечного перерізу стає більш інтенсивним, ніж їх збільшення за рахунок ексцентриситету.

6. Вперше отримані математичні формули для визначення теоретичного ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, які враховують початкову кутову деформацію. Встановлено, що наявність початкової кутової деформації, призводить не тільки до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднань, а й до їх зниження на кореневій стороні.

## РОЗДІЛ 5

### ВЗАЄМНИЙ ВПЛИВ КОНЦЕНТРАТОРІВ НАПРУЖЕНЬ В ЗОНАХ ПЕРЕХОДУ ВІД ЛИЦЬОВОГО ПІДСИЛЕННЯ ТА КОРЕНЯ ШВА ДО ОСНОВНОГО МЕТАЛУ НА РОЗПОДІЛ НАПРУЖЕНЬ

Відомо [213], що для достатньо близько розташованих один від одного концентраторів напружень проявляється їх взаємний вплив на напружений стан середовища в околі кожного з них.

Аналіз нормативних документів, якими регламентуються характерні розміри та форма стикових зварних з'єднань сталей та алюмінієвих сплавів, зокрема ГОСТ 14771-76 та ГОСТ 14806-80, показав, що у тонколистових з'єднаннях при деяких співвідношеннях розмірів та взаємному положенні лицьового підсилення та кореня шва концентратори напружень в зонах переходу від цих частин шва до ОМ можуть знаходитися досить близько один від одного. Тому виникає необхідність дослідження взаємного впливу цих концентраторів на розподіл напружень в їх околі.

#### **5.1 Правила побудови ламаних перерізів у випадку реалізації взаємного впливу. Визначення границь зони з'єднання, в межах якої відбувається взаємний вплив**

У разі реалізації взаємного впливу, мають існувати спільні плоскі ділянки плоско-ламаних перерізів, побудованих через точки на контурі зони переходу як від лицьового підсилення, так і від кореня шва до ОМ. Тоді контурній координаті  $\beta$ , яка описує зону переходу від кореня шва до ОМ, має відповідати контурна координата  $\alpha$ , яка описує зону переходу від лицьового підсилення до ОМ.

Розглянемо трикутник  $O_fCC_1$  (рис. 5.1), для якого має місце

$$CC_1 = (r_f + a_0) \sin \alpha, \quad (5.1)$$

та трикутник  $O_rBB_1$ , для якого має місце

$$BB_1 = (r_r + b_0) \sin \beta. \quad (5.2)$$

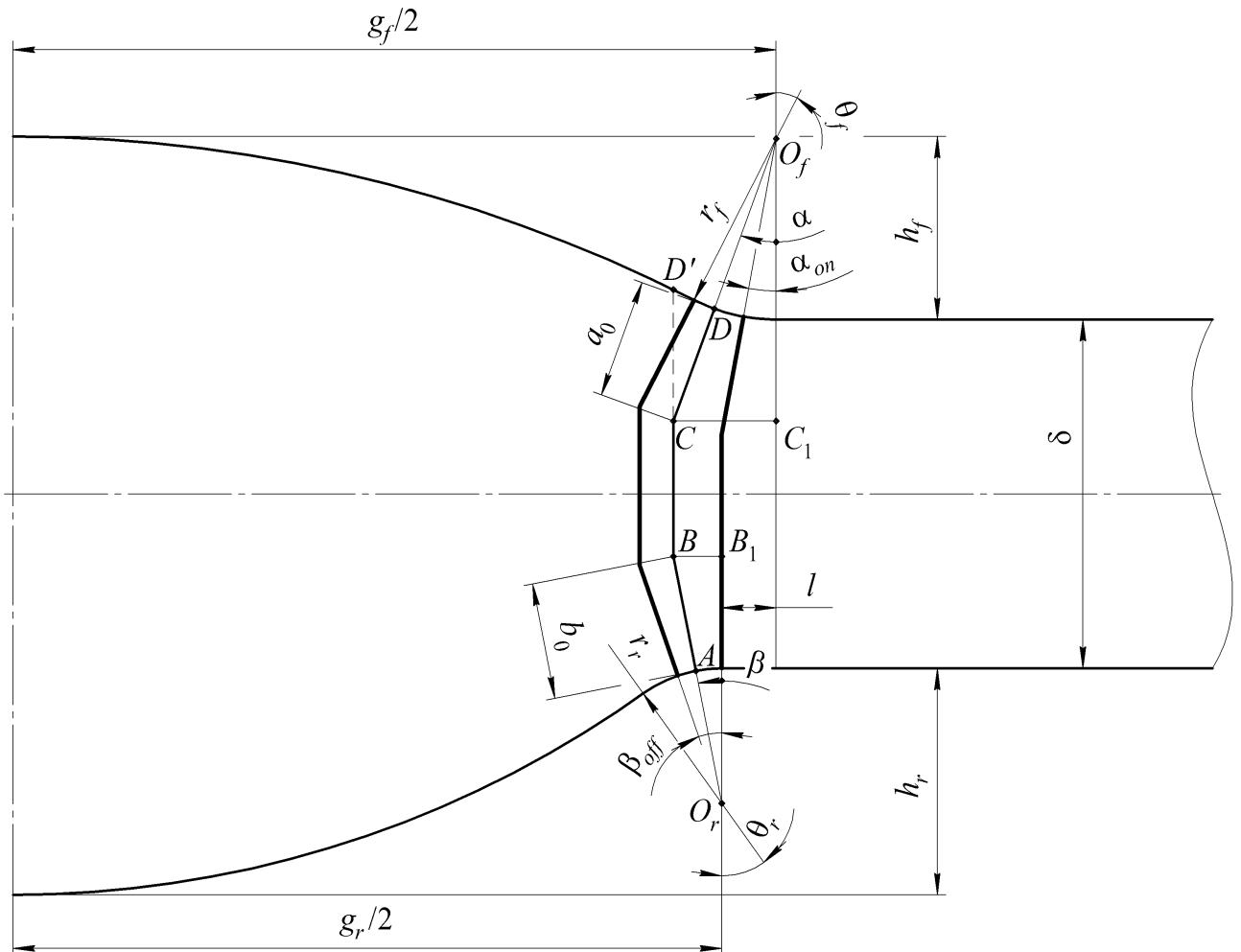


Рис. 5.1. Загальний вигляд ламаних перерізів в зоні взаємного впливу концентраторів на лицьовій та кореневій сторонах стикового зварного з'єднання (жирними лініями позначені перерізи, які визначають границі зони).

Прирівнявши (5.1) та (5.2), з урахуванням того, що

$$CC_1 = BB_1 + l,$$

де  $l$  – відстань між лініями сплавлення лицьового підсилення та кореня шва з ОМ, яку, у випадку співпадіння їх осей симетрії, можна визначити як

$$l = \frac{g_f - g_r}{2},$$

встановимо залежність між контурними координатами

$$\alpha(\beta) = \arcsin \frac{(r_r + b_0) \sin \beta + l}{r_f + a_0}. \quad (5.3)$$

Підставивши у (5.3)  $\beta = 0$ , визначимо координату на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ, при досягненні якої реалізується взаємний вплив

$$\alpha_{on} = \alpha|_{\beta=0} = \arcsin \frac{l}{r_f + a_0} = \arcsin \frac{g_f - g_r}{2(r_f + a_0)}. \quad (5.4)$$

Оскільки  $\alpha$  змінюється від 0 до  $\theta_f$ , то у випадку  $\alpha_{on} > \theta_f$  взаємний вплив стає неможливим, тому з урахуванням (5.4) геометричну умову його реалізації можна записати у вигляді

$$\theta_f > \arcsin \frac{l}{r_f + a_0}$$

або

$$l < (r_f + a_0) \sin \theta_f.$$

Виразивши з (5.3)  $\beta(\alpha)$  і підставивши в отриманий вираз  $\alpha = \theta_f$ , визначимо координату на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ, при досягненні якої взаємний вплив закінчується

$$\beta_{off} = \beta|_{\alpha=\theta_f} = \arcsin \frac{(r_f + a_0) \sin \theta_f - l}{r_r + b_0}. \quad (5.5)$$

Розглянувши рис. 5.1, можемо побачити, що у випадку реалізації взаємного впливу формули розділу 4 є некоректними, оскільки форма ламаних перерізів в досліджуваній зоні буде відрізнятися. Наприклад, переріз  $ABCD$  без урахування взаємного впливу мав би форму  $ABCD'$ .

## 5.2 Умовне розбиття зони шва на ділянки. Визначення характерних розмірів ламаних перерізів на різних ділянках

Так як величина згинальних напружень в зоні шва залежить від ексцентриситету прикладення осьового навантаження, умовно розділимо цю

зону на чотири ділянки в залежності від вигляду функції, яка визначає геометричне положення центрів інерції перерізів, а саме (рис. 5.2):

- ділянка 0, на якій корінь шва відсутній (надалі не розглядатиметься, оскільки докладний розв'язок задачі щодо знаходження напружень в зонах концентрації стикового зварного з'єднання без кореня шва було представлено в розділі 3);
- ділянка I, на якій лицьове підсилення та корінь шва мають увігнуту форму;
- ділянка II, на якій лицьове підсилення має опуклу, а корінь шва – увігнуту форму;

ділянка III, на якій лицьове підсилення та корінь шва мають опуклу форму.

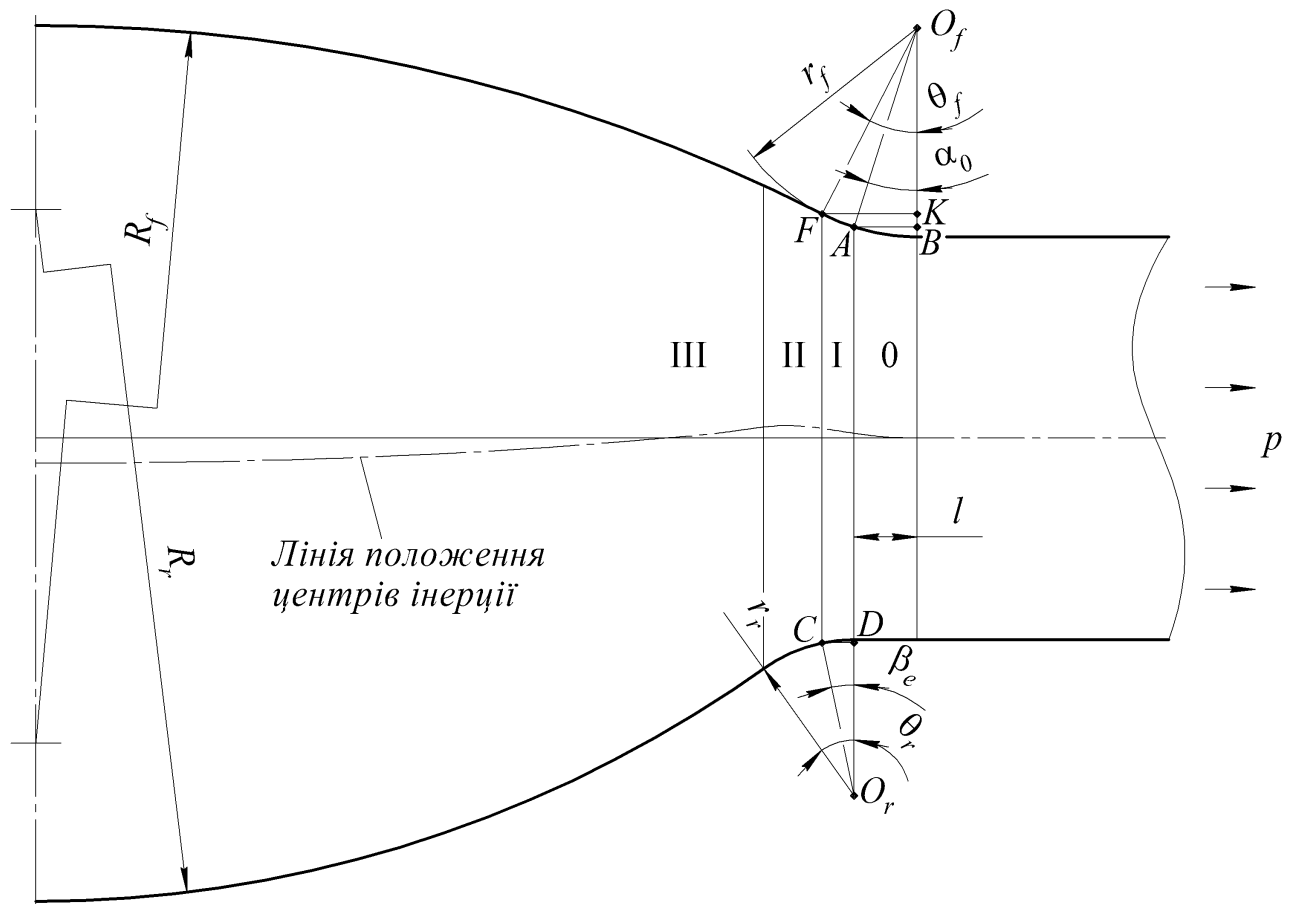


Рис. 5.2. Ділянки в зоні шва стикового зварного з'єднання.

Ділянка 0 описується тільки координатою  $\alpha$ , яка змінюється на цій ділянці від 0 до  $\alpha_0$ . Розглянувши трикутник  $O_fAB$  (рис. 5.2), легко визначити координату границі розглядуваної ділянки

$$\alpha_0 = \arcsin \frac{l}{r_f}. \quad (5.6)$$

Ексцентриситет на цій ділянці визначатиметься за формулою (3.1), яка в розглядуваному випадку набуде вигляду

$$e_0(\alpha) = \frac{1}{2} r_f (1 - \cos \alpha). \quad (5.7)$$

На ділянці I вже відбувається взаємний вплив, тому її контури з лицьової та кореневої сторін описуються координатами  $\alpha$  та  $\beta$  відповідно. Діапазон зміни координати  $\alpha$  на цій ділянці від  $\alpha_0$  до  $\theta_f$ . Координата  $\beta$  на цій ділянці, очевидно, відраховується від 0 до деякого значення  $\beta_e$ , яке можна визначити, розглянувши трикутник  $O_rCD$  (рис. 5.2)

$$\beta_e = \arcsin \frac{CD}{r_r}. \quad (5.8)$$

Згідно з побудовами (рис. 5.2)

$$CD = FK - l,$$

а довжину  $FK$  можемо визначити з трикутника  $O_fFK$

$$FK = r_f \cdot \sin \theta_f.$$

Таким чином, підставивши вираз для  $CD$  з урахуванням виразу для  $FK$  у (5.8), отримаємо

$$\beta_e = \arcsin \frac{r_f \sin \theta_f - l}{r_r}. \quad (5.9)$$

Якщо координату  $\alpha$  відраховувати від лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ, то рівняння кола, дугою якого описується зона переходу від кореня шва до ОМ, запишеться у вигляді

$$(x-l)^2 + (y - \delta/2 - r_r)^2 = r_r^2. \quad (5.10)$$

Рівняння прямої, паралельної до осі шва, (3.7) в розглядуваному випадку перепишемо у вигляді

$$x = r_f \cdot \sin \alpha. \quad (5.11)$$

Підставивши (5.11) в (5.10), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру кореня шва  $y_r$  в залежності від координати  $\alpha$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_r^2 - 2\left(\frac{\delta}{2} + r_r\right)y_r + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_r + (r_f \cdot \sin \alpha - l)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_r = \frac{\delta}{2} + r_r - \sqrt{r_r^2 - (r_f \cdot \sin \alpha - l)^2}. \quad (5.12)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру зони переходу від лицьового підсилення до ОМ  $y_f$  визначається залежністю

$$y_f = \frac{\delta}{2} + r_f \cdot (1 - \cos \alpha). \quad (5.13)$$

Таким чином, ексцентриситет на ділянці I в залежності від координати  $\alpha$  визначатиметься як половина від різниці (5.13) та (5.12)

$$e_1(\alpha) = \frac{1}{2}(y_f - y_r) = \frac{1}{2}\left[r_f(1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - (r_f \cdot \sin \alpha - l)^2}\right]. \quad (5.14)$$

Якщо координату  $\beta$  відраховувати від лінії сплавлення кореня шва з ОМ, то рівняння кола, дугою якого описується зона переходу від лицьового підсилення до ОМ, запишеться у вигляді

$$(x + l)^2 + (y - \delta/2 - r_f)^2 = r_f^2. \quad (5.15)$$

Рівняння прямої, паралельної до осі шва, в цій системі координат має вигляд (4.2).

Підставивши (4.2) в (5.15), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру лицьового підсилення  $y_f$  в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_f^2 - 2\left(\frac{\delta}{2} + r_f\right)y_f + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_f + (r_r \cdot \sin\beta + l)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_f = \frac{\delta}{2} + r_f - \sqrt{r_f^2 - (r_f \cdot \sin\beta + l)^2}. \quad (5.16)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру зони переходу від кореня шва до ОМ  $y_r$  визначається залежністю (4.4).

Таким чином, ексцентриситет на ділянці I в залежності від координати  $\beta$  визначатиметься як половина від різниці (5.16) та (4.4)

$$e_1(\beta) = \frac{1}{2}(y_f - y_r) = \frac{1}{2}\left[r_f - \sqrt{r_f^2 - (r_r \cdot \sin\beta + l)^2} - r_r(1 - \cos\beta)\right]. \quad (5.17)$$

На ділянці II ламані перерізи можуть проводитися тільки через точки на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ, положення яких визначається координатою  $\beta$ , яка змінюється на цій ділянці від  $\beta_e$  до  $\theta_r$ . При цьому частини ламаних перерізів, які знаходяться з боку лицьового підсилення, можуть перетинатися з контуром на ділянках 0 або I, які описуються координатою  $\alpha$ .

Якщо відраховувати координату  $\alpha$  від осі шва, то рівняння кола, дугою якого описується зона переходу від кореня шва до ОМ, запишеться у вигляді

$$\left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2 + (y - \delta/2 - r_r)^2 = r_r^2. \quad (5.18)$$

Рівняння прямої, паралельної до осі шва, в цій системі координат має вигляд

$$x = R_f \cdot \sin\alpha. \quad (5.19)$$

Підставивши (5.19) в (5.18), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру кореня шва  $y_r$  в залежності від координати  $\alpha$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_r^2 - 2\left(\frac{\delta}{2} + r_r\right)y_r + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_r + \left(R_f \cdot \sin\alpha - \frac{g_r}{2}\right)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_r = \frac{\delta}{2} + r_r - \sqrt{r_r^2 - \left( R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} \right)^2}. \quad (5.20)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру опуклої частини лицьового підсилення  $y_f$  визначається залежністю

$$y_f = \frac{\delta}{2} + h_f - R_f \cdot (1 - \cos \alpha). \quad (5.21)$$

Таким чином, ексцентриситет на ділянці II в залежності від координати  $\alpha$  визначатиметься як половина від різниці (5.21) та (5.20)

$$e_{II}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - \left( R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} \right)^2} \right]. \quad (5.22)$$

Ексцентриситет на ділянці II в залежності від координати  $\beta$  визначається залежністю (4.5).

Через точки на контурі ділянки III ламані перерізи проводяться не можуть. Однак перпендикулярні до лінії дії осьового навантаження частини перерізів можуть перетинати лінію положення центрів інерції на цій ділянці.

Якщо відраховувати координату  $\alpha$  від осі шва, то рівняння кола, дугою якого описується опукла частина кореня шва, запишеться у вигляді

$$x^2 + \left( y - \frac{\delta}{2} - h_r + R_r \right)^2 = R_r^2. \quad (5.23)$$

Підставивши (5.19) у (5.23), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру кореня шва  $y_r$  в залежності від координати  $\alpha$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_r^2 - 2 \left( h_r + \frac{\delta}{2} - R_r \right) y_f + \left( h_r + \frac{\delta}{2} \right)^2 - 2 \left( h_r + \frac{\delta}{2} \right) \cdot R_r + R_f^2 \cdot \sin^2 \alpha = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_r = \frac{\delta}{2} + h_r - R_r + \sqrt{R_r^2 - R_f^2 \cdot \sin^2 \alpha}. \quad (5.24)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру опуклої частини лицьового підсилення  $y_f$  визначається залежністю (5.21).

Таким чином, ексцентриситет на ділянці III в залежності від координати  $\alpha$  визначатиметься як половина від різниці (5.21) та (5.24)

$$e_{III}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - R_f^2 \sin^2 \alpha} \right]. \quad (5.25)$$

Ексцентриситет на ділянці III в залежності від координати  $\beta$  визначається залежністю (4.10).

Через точку  $A$ , яка знаходиться на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ моделі з'єднання, концентратори на лицьовій та кореневій сторонах якого чинять один на одного взаємний вплив, проведемо ламаний переріз  $ABCD$  таким чином, що точка  $D$  опиниться на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ (рис. 5.3).

Згідно з побудовами відстань по нормалі від контуру зони переходу від лицьового підсилення до ОМ до лінії положення центрів інерції  $a_{e1}$  буде змінюватись в залежності від положення перерізу за законом

$$a_{e1} = \frac{r_f + \frac{\delta}{2}}{\cos \alpha} - r_f + \frac{y_{1f}}{\cos \alpha} = \frac{\delta + 2y_{1f} + 2r_f (1 - \cos \alpha)}{2 \cos \alpha}. \quad (5.26)$$

Легко побачити, що в розглядуваному випадку вплив ексцентриситету прикладення навантаження характеризується членом  $y_{1f}$ , для визначення якого необхідно встановити координату точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $DG_f$ , з лінією положення центрів інерції перерізів.

Якщо прийняти координатну систему із центром у точці перетину нормалі до контуру з'єднання на кромці лицьового підсилення із лінією прикладення навантаження (точка  $O_f$  на рис. 5.3), то координата  $x$  буде визначатися через координату  $\alpha$  залежністю (5.11).

Координата у лінії положення центрів інерції на ділянці I в залежності від координати  $\alpha$  визначається залежністю (5.14), яку з урахуванням (5.11) можна переписати у вигляді

$$2y = r_f (1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - (x - l)^2}. \quad (5.27)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.27) з метою виключення з нього змінної  $\alpha$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці I зі сторони лицьового підсилення

$$(2y + H_{I_f})^2 - 2(2y + H_{I_f})\sqrt{r_r^2 - (x-l)^2} + 2l \cdot x + K_{I_f} = 0, \quad (5.28)$$

де

$$H_{I_f} = r_r - r_f; \quad K_{I_f} = r_r^2 - r_f^2 - l^2.$$

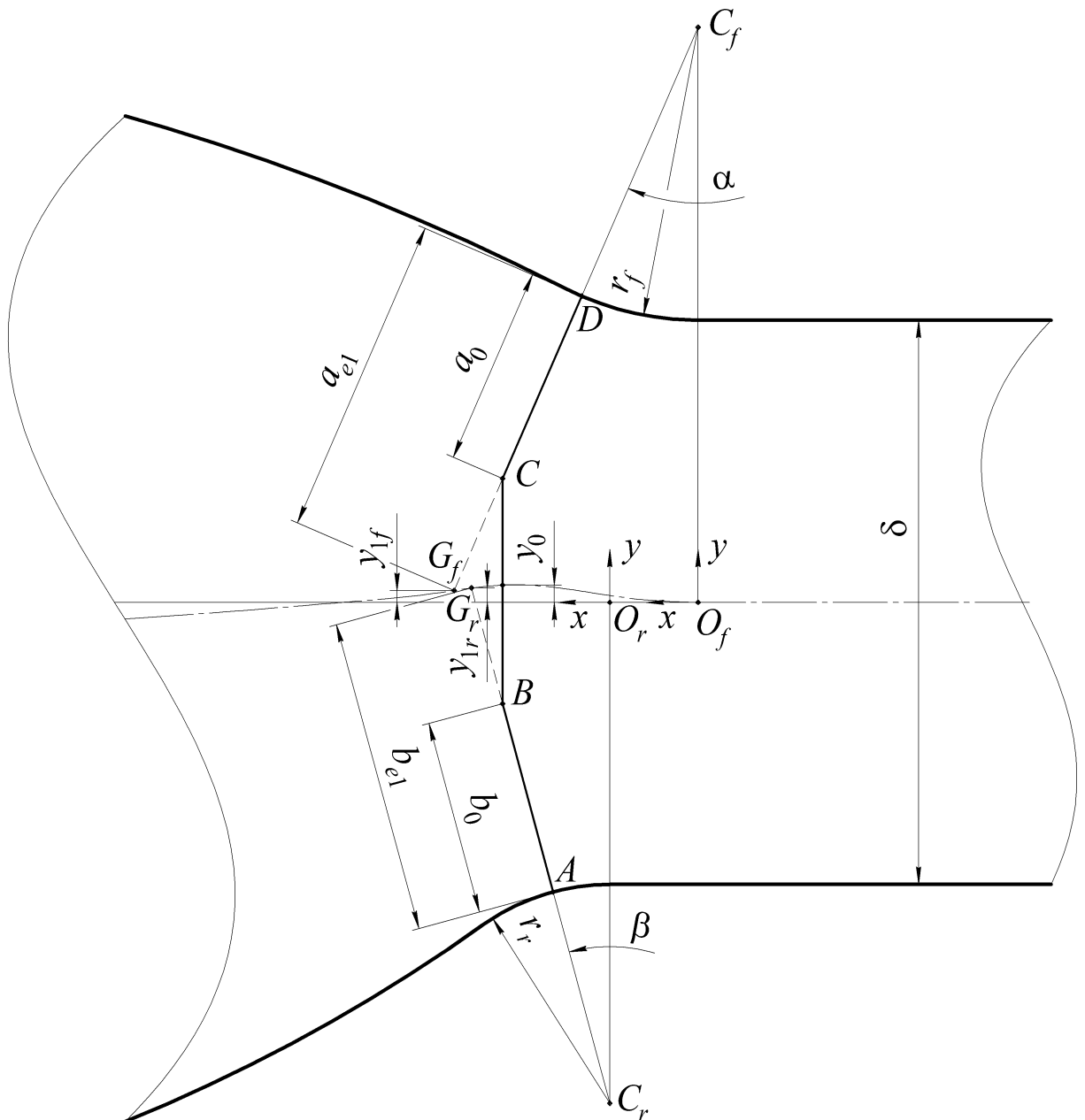


Рис. 5.3. Форма та характерні розміри ламаного перерізу в зоні взаємного впливу концентраторів на лицьовій та кореневій сторонах стикового зварного з'єднання.

Рівняння прямої, на якій лежить відрізок  $DG_f$ , має вигляд (3.10), яке в розглядуваному випадку перепишемо так

$$x = \left( r_f + \frac{\delta}{2} - y \right) \tan \alpha. \quad (5.29)$$

Підставивши  $x$  з (5.29) у (5.28), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1f}$  для випадку, коли точка  $G_f$  знаходиться на ділянці I

$$y_{1f}^4 + \frac{A_{1f} \cdot y_{1f}^3}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{B_{1f} \cdot y_{1f}^2}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{C_{1f} \cdot y_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{D_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned} A_{1f} &= 16(H_{1f} - 2r_f - \delta) \cdot \tan^2 \alpha + 16l \cdot \tan \alpha + 32H_{1f}; \\ B_{1f} &= 4 \left[ (H_{1f} - 2r_f - \delta)^2 - 2H_{1f}(2r_f + \delta) + l^2 \right] \tan^2 \alpha + \\ &+ 16l \left( H_{1f} - r_f - \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha - 16r_r^2 + 16l^2 + 8K_{1f} + 24H_{1f}^2; \\ C_{1f} &= 8 \left( -H_{1f}^2 + 2H_{1f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) - l^2 \right) \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \alpha + \\ &+ 4l \cdot \left( -4H_{1f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) + H_{1f}^2 - K_{1f} \right) \cdot \tan \alpha + 8H_{1f} \cdot \left( -2r_r^2 + 2l^2 + K_{1f} + H_{1f}^2 \right); \\ D_{1f} &= 4(H_{1f}^2 + l^2) \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \cdot \tan^2 \alpha + 4l \cdot (K_{1f} - H_{1f}^2) \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan \alpha - \\ &- 4(r_r^2 - l^2) \cdot H_{1f}^2 + (K_{1f} + H_{1f}^2)^2. \end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned} y_{1f} &= \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{1f}^2}{4} - B_{1f} + \Psi_{1f}} - \frac{A_{1f}}{2} \right) + \\ &+ \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{1f}}{2} + \sqrt{\frac{A_{1f}^2}{4} - B_{1f} + \Psi_{1f}} \right)^2 + 4 \sqrt{\frac{\Psi_{1f}^2}{4} - D_{1f} - 2\Psi_{1f}}}, \end{aligned} \quad (5.30)$$

при цьому параметр  $\Psi_{If}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, C_{t1}, C_{t2}, C_{t3}$  на  $Q_{If}, P_{If}, D_{If}, C_{If}, B_{If}, A_{If}$  відповідно.

При зростанні координати  $\alpha$  вище деякого значення  $\alpha_{1(I-II)}$  точка  $G_f$  вже буде знаходитися на ділянці II лінії положення центрів інерції (рис. 5.4). Оскільки координата  $x$  точки на цій лінії, яка відповідає значенню  $\alpha = \alpha_{1(I-II)}$ , визначається з (5.11) при  $\alpha = \theta_f$ , а координата  $y$  цієї точки – з (5.14) при такому ж значенні  $\alpha$ , то значення  $\alpha_{1(I-II)}$  можемо визначити за формулою

$$\alpha_{1(I-II)} = \arctan \frac{2r_f \cdot \sin \theta_f}{\delta + r_r + r_f (1 + \cos \theta_f) - \sqrt{r_r^2 - (r_f \cdot \sin \theta_f - l)^2}}. \quad (5.31)$$

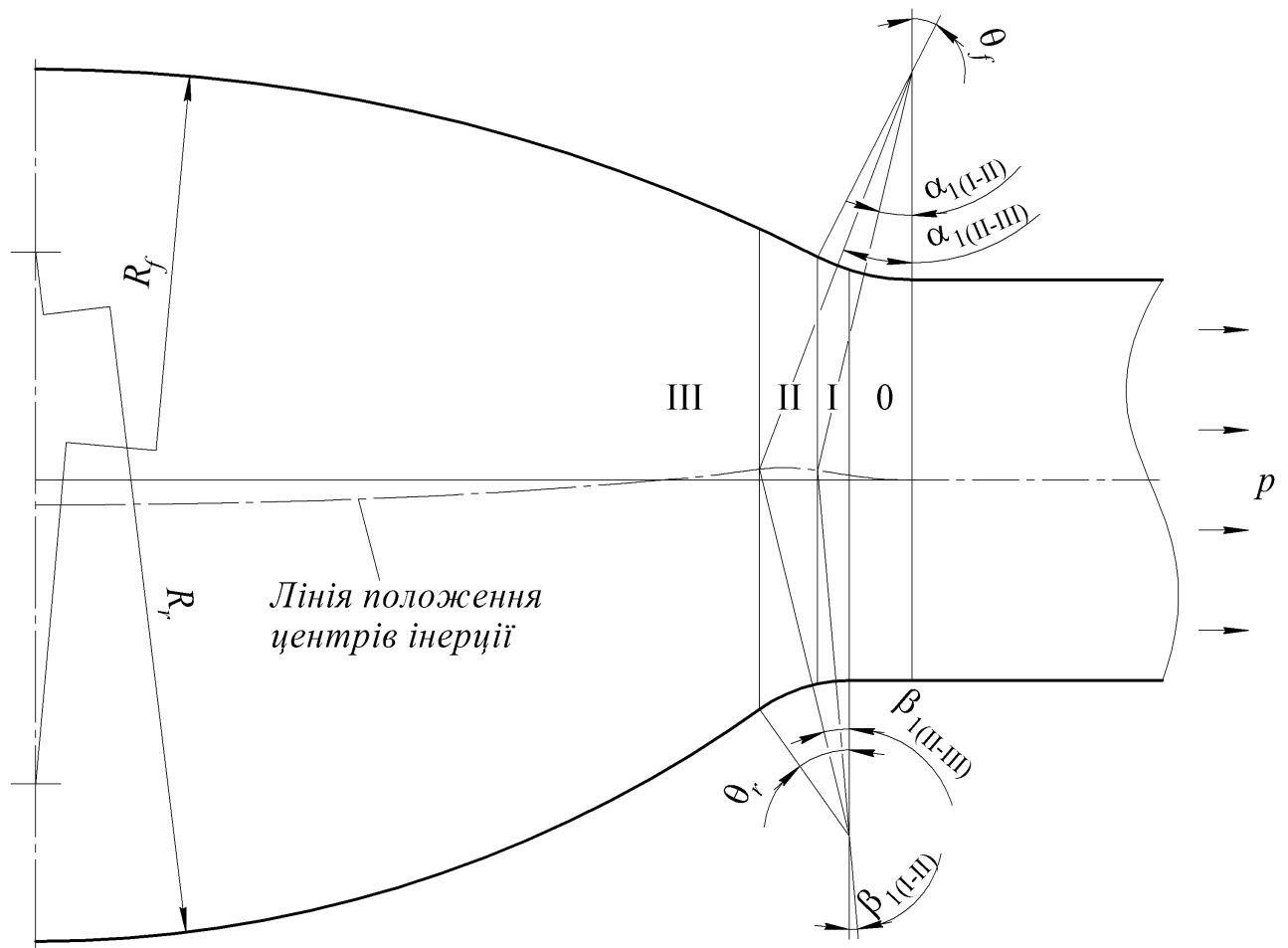


Рис. 5.4. Геометричний зміст кутів, які визначають границі ділянок в зоні стикового шва при розрахунку параметрів  $y_{If}$  та  $y_{1r}$ .

З іншого боку, координату  $x$  у прийнятій системі координат з центром у точці  $O_f$  можна пов'язати з координатою  $\alpha$  залежністю

$$x = \frac{g_f}{2} - R_f \cdot \sin \alpha, \quad (5.32)$$

а координата у лінії положення центрів інерції на ділянці II визначається залежністю (5.22), яка в цій системі координат приймає вигляд

$$y = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - (R_f \cdot \sin \alpha - l)^2} \right]. \quad (5.33)$$

Підставляючи (5.32) у (5.33), отримаємо наступний вираз

$$2y = h_f - r_r + \sqrt{r_r^2 - \left( \frac{g_r}{2} - x \right)^2} - R_f \cdot (1 - \cos \alpha). \quad (5.34)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.34) з метою виключення з нього змінної  $\alpha$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці II зі сторони лицьового підсилення

$$\left( H_{\text{II}f} - 2y \right)^2 + 2 \left( H_{\text{II}f} - 2y \right) \sqrt{r_r^2 - \left( \frac{g_r}{2} - x \right)^2} + g_r \cdot x + K_{\text{II}f} - \frac{g_f \cdot g_r}{2} = 0, \quad (5.35)$$

де

$$H_{\text{II}f} = h_f - R_f - r_r; \quad K_{\text{II}f} = r_r^2 - R_f^2 - \frac{g_r^2}{4} + \frac{g_f \cdot g_r}{2}.$$

Рівняння прямої, на якій лежить відрізок  $DG_f$ , на ділянці II матиме вигляд

$$x = \frac{g_f}{2} - \left( r_f + \frac{\delta}{2} - y \right) \tan \alpha. \quad (5.36)$$

Підставивши  $x$  з (5.36) у (5.35), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1f}$  для випадку, коли точка  $G_f$  знаходиться на ділянці II

$$y_{1f}^4 + \frac{A_{\text{II}f} \cdot y_{1f}^3}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{B_{\text{II}f} \cdot y_{1f}^2}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{C_{\text{II}f} \cdot y_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{D_{\text{II}f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} = 0,$$

де

$$A_{\text{II}f} = -16 \left( H_{\text{II}f} + 2r_f + \delta \right) \cdot \tan^2 \alpha + 8(g_r + 4l) \cdot \tan \alpha - 32H_{\text{II}f};$$

$$\begin{aligned}
B_{\text{II}f} &= \left( 4 \left[ \left( H_{\text{II}f} + 2r_f + \delta \right)^2 + 2H_{\text{II}f} \cdot (2r_f + \delta) \right] + g_r^2 \right) \tan^2 \alpha - \\
&- 8(g_r + 4l) \left( H_{\text{II}f} + r_f + \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha - 8(2r_r^2 - 2l^2 - K_{\text{II}f} - 3H_{\text{II}f}^2); \\
C_{\text{II}f} &= -2 \left( 4H_{\text{II}f}^2 + 8H_{\text{II}f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) + g_r^2 \right) \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \alpha + \\
&+ 2 \left( 4H_{\text{II}f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot (g_r + 4l) + g_r \cdot (H_{\text{II}f}^2 + K_{\text{II}f}) + 4l \cdot H_{\text{II}f}^2 \right) \cdot \tan \alpha + \\
&\quad + 8H_{\text{II}f} \cdot (2r_r^2 - 2l^2 - K_{\text{II}f} - H_{\text{II}f}^2); \\
D_{\text{II}f} &= (4H_{\text{II}f}^2 + g_r^2) \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \alpha - \\
&- 2(g_r \cdot K_{\text{II}f} + (g_r + 4l)H_{\text{II}f}^2) \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha - 4(r_r^2 - l^2)H_{\text{II}f}^2 + (K_{\text{II}f} + H_{\text{II}f}^2)^2.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned}
y_{1f} &= \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{\text{II}f}^2}{4} - B_{\text{II}f} + \Psi_{\text{II}f} - \frac{A_{\text{II}f}}{2}} \right) + \\
&+ \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{\text{II}f}}{2} - \sqrt{\frac{A_{\text{II}f}^2}{4} - B_{\text{II}f} + \Psi_{\text{II}f}} \right)^2 + 4\sqrt{\frac{\Psi_{\text{II}f}^2}{4} - D_{\text{II}f} - 2\Psi_{\text{II}f}}}, \tag{5.37}
\end{aligned}$$

при цьому параметр  $\Psi_{\text{II}f}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{1q}, C_{1p}, C_{10}, C_{11}, C_{12}, C_{13}$  на  $Q_{\text{II}f}, P_{\text{II}f}, D_{\text{II}f}, C_{\text{II}f}, B_{\text{II}f}, A_{\text{II}f}$  відповідно.

При зростанні координати  $\alpha$  вище деякого значення  $\alpha_{1(\text{II-III})}$  точка  $G_f$  вже буде знаходитися на ділянці III лінії положення центрів інерції (див. рис. 5.4). Координата  $x$  точки на цій лінії, яка відповідає значенню  $\alpha = \alpha_{1(\text{II-III})}$ , визначається з (4.2) при  $\beta = \theta_r$  з урахуванням зміщення початку координат по горизонтальній осі на величину  $l$

$$x_{(\text{II-III})} = r_r \cdot \sin \theta_r + l.$$

Координата  $y$  цієї точки визначається з (4.5) при такому ж значенні  $\beta$ , тому значення  $\alpha_{1(\text{II-III})}$  можемо визначити за формулою

$$\alpha_{I(II-III)} = \arctan \frac{2r_r \cdot \sin \theta_r + 2l}{\delta + 2r_f - h_f + R_f + r_r(1 - \cos \theta_r) - \sqrt{R_f^2 - \left(r_r \cdot \sin \theta_r - \frac{g_r}{2}\right)^2}}. \quad (5.38)$$

Координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянці III визначається залежністю (5.25), яка в цій системі координат прийме вигляд

$$y = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f(1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - \left(\frac{g_f}{2} - R_f \cdot \sin \alpha\right)^2} \right], \quad (5.39)$$

а координата  $x$  залежністю (5.32).

Підставляючи (5.32) у (5.39), отримаємо наступний вираз

$$2y = h_f - R_f(1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - x^2}. \quad (5.40)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.40) з метою виключення з нього змінної  $\alpha$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці III зі сторони лицьового підсилення

$$\left(H_{III f} + 2y\right)^2 + 2\left(H_{III f} + 2y\right)\sqrt{R_r^2 - x^2} + K_{III f} = 0, \quad (5.41)$$

де

$$H_{III f} = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_{III f} = R_r^2 - R_f^2.$$

Рівняння прямої, на якій лежить відрізок  $DG_f$ , на ділянці III, як і на ділянці II, матиме вигляд (5.36).

Підставивши  $x$  з (5.36) у (5.41), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1f}$  для випадку, коли точка  $G_f$  знаходиться на ділянці III

$$y_{1f}^4 + \frac{A_{III f} \cdot y_{1f}^3}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{B_{III f} \cdot y_{1f}^2}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{C_{III f} \cdot y_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{D_{III f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned} A_{III f} &= 16(H_{III f} - 2r_f - \delta) \cdot \tan^2 \alpha + 16g_f \cdot \tan \alpha + 32H_{III f}; \\ B_{III f} &= 4 \left[ (H_{III f} - 2r_f - \delta)^2 - 2H_{III f}(2r_f + \delta) \right] \tan^2 \alpha - \\ &+ 16g_f \left( H_{III f} - r_f - \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha - 16R_r^2 + 4g_f^2 + 8K_{III f} + 24H_{III f}^2; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
C_{\text{III}f} &= 8H_{\text{III}f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot (2r_f + \delta - H_{\text{III}f}) \cdot \tan^2 \alpha + \\
&+ 4g_f \cdot H_{\text{III}f} \cdot (H_{\text{III}f} - 4r_f - 2\delta) \cdot \tan \alpha + 4H_{\text{III}f} \cdot (g_f^2 - 4R_r^2 + 2K_{\text{III}f} + 2H_{\text{III}f}^2); \\
D_{\text{III}f} &= 4H_{\text{III}f}^2 \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \alpha - 4g_f \cdot H_{\text{III}f} \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha + \\
&+ (g_f^2 - 4R_r^2) H_{\text{III}f}^2 + (K_{\text{III}f} + H_{\text{III}f}^2)^2.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned}
y_{1f} &= \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{\text{III}f}^2}{4} - B_{\text{III}f} + \Psi_{\text{III}f}} - \frac{A_{\text{III}f}}{2} \right) - \\
&- \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{\text{III}f}}{2} - \sqrt{\frac{A_{\text{III}f}^2}{4} - B_{\text{III}f} + \Psi_{\text{III}f}} \right)^2 + 4 \sqrt{\frac{\Psi_{\text{III}f}^2}{4} - D_{\text{III}f} - 2\Psi_{\text{III}f}}}. \quad (5.42)
\end{aligned}$$

при цьому параметр  $\Psi_{\text{III}f}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, C_{t1}, C_{t2}, C_{t3}$  на  $Q_{\text{III}f}, P_{\text{III}f}, D_{\text{III}f}, C_{\text{III}f}, B_{\text{III}f}, A_{\text{III}f}$  відповідно.

Згідно з побудовами (див. рис. 5.3) відстань по нормалі від контуру зони переходу від кореня шва до ОМ до лінії положення центрів інерції  $b_{e1}$  визначається залежністю (4.11), яка з урахуванням прийнятих в цьому розділі позначень запишеться у вигляді

$$b_{e1} = \frac{r_r + \frac{\delta}{2}}{\cos \beta} - r_r + \frac{y_{1r}}{\cos \beta} = \frac{\delta + 2y_{1r} + 2r_r(1 - \cos \beta)}{2 \cos \beta}. \quad (5.43)$$

Легко побачити, що в розглядуваному випадку вплив ексцентриситету прикладення навантаження характеризується членом  $y_{1r}$ , для визначення якого необхідно встановити координату точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $DG_r$ , з лінією положення центрів інерції перерізів.

Якщо прийняти координатну систему із центром у точці перетину нормалі до контуру з'єднання на кромці кореня шва із лінією прикладення

навантаження (точка  $O_r$  на рис. 5.3), то координата  $x$  буде визначатися через координату  $\beta$  залежністю (4.2).

Координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянці I в залежності від координати  $\beta$  визначається залежністю (5.17), яку з урахуванням (4.2) можна переписати у вигляді

$$2y = r_f - \sqrt{r_f^2 - (x+l)^2} - r_r(1 - \cos\beta). \quad (5.44)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.44) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці I зі сторони кореня шва

$$(H_{Ir} - 2y)^2 - 2(H_{Ir} - 2y)\sqrt{r_f^2 - (x+l)^2} - 2l \cdot x + K_{Ir} = 0, \quad (5.45)$$

де

$$H_{Ir} = r_f - r_r; \quad K_{Ir} = r_f^2 - r_r^2 - l^2.$$

Рівняння прямої, на якій лежить відрізок  $DG_r$ , має вигляд (4.14), підставивши  $x$  з якого у (5.45), отримаємо рівняння для визначення  $y_{Ir}$  для випадку, коли точка  $G_r$  знаходиться на ділянці I

$$y_{Ir}^4 + \frac{A_{Ir} \cdot y_{Ir}^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{B_{Ir} \cdot y_{Ir}^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{Ir} \cdot y_{Ir}}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{D_{Ir}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned} A_{Ir} &= 16(2r_r + \delta - H_{Ir}) \cdot \tan^2 \beta + 16l \cdot \tan \beta - 32H_{Ir}; \\ B_{Ir} &= 4 \left[ (H_{Ir} - 2r_r - \delta)^2 - 2H_{Ir}(2r_r + \delta) + l^2 \right] \tan^2 \beta + \\ &+ 16l(r_r + \delta/2 - H_{Ir}) \tan \beta - 16r_f^2 + 16l^2 + 8K_{Ir} + 24H_{Ir}^2; \\ C_{Ir} &= 8 \left( H_{Ir}^2 - 2H_{Ir} \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) + l^2 \right) \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \beta + \\ &+ 4l \cdot \left( H_{Ir}^2 - 4H_{Ir} \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) - K_{Ir} \right) \cdot \tan \beta + 8H_{Ir} \cdot (2r_f^2 - 2l^2 - K_{Ir} - H_{Ir}^2); \end{aligned}$$

$$D_{I_r} = 4(H_{I_r}^2 + l^2) \cdot (r_r + \delta/2)^2 \cdot \tan^2 \beta + 4l \cdot (H_{I_r}^2 - K_{I_r}) \cdot (r_r + \delta/2) \cdot \tan \beta - \\ - 4(r_f^2 - l^2) \cdot H_{I_r}^2 + (K_{I_r} + H_{I_r}^2)^2.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_{I_r} = -\frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{I_r}^2}{4} - B_{I_r} + \Psi_{I_r} + \frac{A_{I_r}}{2}} \right) + \\ + \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{I_r}}{2} + \sqrt{\frac{A_{I_r}^2}{4} - B_{I_r} + \Psi_{I_r}} \right)^2 + 4\sqrt{\frac{\Psi_{I_r}^2}{4} - D_{I_r} - 2\Psi_{I_r}}}, \quad (5.46)$$

при цьому параметр  $\Psi_{I_r}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, C_{t1}, C_{t2}, C_{t3}$  на  $Q_{I_r}, P_{I_r}, D_{I_r}, C_{I_r}, B_{I_r}, A_{I_r}$  відповідно.

При зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{1(I-II)}$  точка  $G_r$  вже буде знаходитися на ділянці II лінії положення центрів інерції (див. рис. 5.4). Координата  $x$  точки на цій лінії, яка відповідає значенню  $\beta = \beta_{1(I-II)}$ , визначається з (5.11) при  $\alpha = \theta_f$  з урахуванням зміщення початку координат по горизонтальній осі на величину  $l$

$$x_{(I-II)} = r_f \cdot \sin \theta_f - l.$$

Координата  $y$  цієї точки визначається з (5.14) при такому ж значенні  $\alpha$ , тому значення  $\beta_{1(I-II)}$  можемо визначити за формулою

$$\beta_{1(I-II)} = \arctan \frac{2(r_f \cdot \sin \theta_f - l)}{\delta + r_r + r_f(1 - \cos \theta_f) + \sqrt{r_r^2 - (r_f \cdot \sin \theta_f - l)^2}}. \quad (5.47)$$

Координата  $y$  лінії положення центрів інерції на ділянці II визначається залежністю (4.5), а координата  $x$  залежністю (4.2), тому (4.5) можна переписати у вигляді (4.12).

Шляхом подальших перетворень виразу (4.12) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці II зі сторони кореня шва

$$(H_{\Pi r} - 2y)^2 + 2(H_{\Pi r} - 2y)\sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2} + g_r \cdot x + K_{\Pi r} = 0, \quad (5.48)$$

де

$$H_{\Pi r} = h_f - R_f - r_r; \quad K_{\Pi r} = R_f^2 - r_r^2 - \frac{g_r^2}{4}.$$

Рівняння прямої, на якій лежить відрізок  $DG_r$ , має вигляд (4.14), підставивши  $x$  з якого у (5.48), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1r}$  для випадку, коли точка  $G_r$  знаходиться на ділянці II

$$y_{1r}^4 + \frac{A_{\Pi r} \cdot y_{1r}^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{B_{\Pi r} \cdot y_{1r}^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{\Pi r} \cdot y_{1r}}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{D_{\Pi r}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$A_{\Pi r} = 16(2r_r + \delta - H_{\Pi r}) \cdot \tan^2 \beta - 8g_r \cdot \tan \beta - 32H_{\Pi r};$$

$$B_{\Pi r} = \left(4 \left[ (H_{\Pi r} - 2r_r - \delta)^2 - 2H_{\Pi r} \cdot (2r_r + \delta) \right] + g_r^2\right) \tan^2 \beta + \\ + 8g_r \cdot \left( H_{\Pi r} - r_r - \frac{\delta}{2} \right) \tan \beta - 8(2r_r^2 + K_{\Pi r} - 3H_{\Pi r}^2);$$

$$C_{\Pi r} = 2 \left( 4H_{\Pi r}^2 - 8H_{\Pi r} \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) + g_r^2 \right) \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \beta + \\ + 2g_r \cdot \left( 4 \cdot H_{\Pi r} \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) - H_{\Pi r}^2 + K_{\Pi r} \right) \cdot \tan \beta + 8H_{\Pi r} \cdot (2r_r^2 + K_{\Pi r} - H_{\Pi r}^2);$$

$$D_{\Pi r} = (4H_{\Pi r}^2 + g_r^2) \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \beta + 2g_r \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) (K_{\Pi r} - H_{\Pi r}^2) \tan \beta - \\ - 4r_r^2 \cdot H_{\Pi r}^2 + (K_{\Pi r} - H_{\Pi r}^2)^2.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$y_{1r} = \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{IIr}^2}{4} - B_{IIr} + \Psi_{IIr} - \frac{A_{IIr}}{2}} \right) + \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{IIr}}{2} - \sqrt{\frac{A_{IIr}^2}{4} - B_{IIr} + \Psi_{IIr}} \right)^2 + 4 \sqrt{\frac{\Psi_{IIr}^2}{4} - D_{IIr} - 2\Psi_{IIr}}}, \quad (5.49)$$

при цьому параметр  $\Psi_{IIr}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, C_{t1}, C_{t2}, C_{t3}$  на  $Q_{IIr}, P_{IIr}, D_{IIr}, C_{IIr}, B_{IIr}, A_{IIr}$  відповідно.

При зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{I(II-III)}$ , яке цілком відповідає значенню  $\beta_{t1}$  і тому визначається формулою (4.17), точка  $G_r$  вже буде знаходитися на ділянці III лінії положення центрів інерції (див. рис. 5.4).

Координата у лінії положення центрів інерції на ділянці III визначається залежністю (4.10), а координата  $x$  залежністю (4.18), тому (4.10) можна переписати у вигляді (4.19).

Шляхом подальших перетворень виразу (4.19) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці III зі сторони кореня шва

$$(H_{IIIr} + 2y)^2 + 2(H_{IIIr} + 2y) \sqrt{R_f^2 - \left(x - \frac{g_r}{2}\right)^2} + K_{IIIr} = 0, \quad (5.50)$$

де

$$H_{IIIr} = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_{IIIr} = R_f^2 - R_r^2.$$

Підставивши  $x$  з (4.14) у (5.50), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1r}$  для випадку, коли точка  $G_r$  знаходиться на ділянці III

$$y_{1r}^4 + \frac{A_{IIIr} \cdot y_{1r}^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{B_{IIIr} \cdot y_{1r}^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{IIIr} \cdot y_{1r}}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{D_{IIIr}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$A_{IIIr} = 16(H_{IIIr} + 2r_r + \delta) \cdot \tan^2 \beta - 16g_r \cdot \tan \beta + 32H_{IIIr};$$

$$B_{IIIr} = 4 \left[ (H_{IIIr} + 2r_r + \delta)^2 + 2H_{IIIr}(2r_r + \delta) \right] \tan^2 \beta - 8g_r(2H_{IIIr} + 2r_r + \delta) \tan \beta - 16R_f^2 + 4g_r^2 + 8K_{IIIr} + 24H_{IIIr}^2;$$

$$\begin{aligned}
C_{IIIr} &= 8H_{IIIr} \cdot \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \cdot (2r_r + \delta + H_{IIIr}) \cdot \tan^2 \beta - \\
&- 4g_r \cdot H_{IIIr} \cdot (H_{IIIr} + 4r_r + 2\delta) \cdot \tan \beta + 4H_{IIIr} \cdot \left( g_r^2 - 4R_f^2 + 2K_{IIIr} + 2H_{IIIr}^2 \right); \\
D_{IIIr} &= 4H_{IIIr}^2 \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \beta - 4g_r \cdot H_{IIIr} \left( r_r + \frac{\delta}{2} \right) \tan \beta + \\
&+ \left( g_r^2 - 4R_f^2 \right) H_{IIIr}^2 + \left( K_{IIIr} + H_{IIIr}^2 \right)^2.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд

$$\begin{aligned}
y_{1r} &= \frac{1}{2} \left( \sqrt{\frac{A_{IIIr}^2}{4} - B_{IIIr} + \Psi_{IIIr}} - \frac{A_{IIIr}}{2} \right) - \\
&- \frac{1}{2} \sqrt{\left( \frac{A_{IIIr}}{2} - \sqrt{\frac{A_{IIIr}^2}{4} - B_{IIIr} + \Psi_{IIIr}} \right)^2 + 4 \sqrt{\frac{\Psi_{IIIr}^2}{4} - D_{IIIr} - 2\Psi_{IIIr}}},
\end{aligned} \tag{5.51}$$

при цьому параметр  $\Psi_{IIIr}$  визначається аналогічно  $\Psi_t$  з заміною у формулі (4.16)  $C_{tq}, C_{tp}, C_{t0}, C_{t1}, C_{t2}, C_{t3}$  на  $Q_{IIIr}, P_{IIIr}, D_{IIIr}, S_{IIIr}, B_{IIIr}, A_{IIIr}$  відповідно.

Як і в попередньому розділі, вплив ексцентриситету також характеризується параметром  $y_0$ , який являє собою частину відрізка  $BC$  ламаного перерізу  $ABCD$  між лініями дії осьового навантаження та положення центрів інерції (див. рис. 5.3).

Підставивши (4.22) в (5.15), можемо записати рівняння відносно координати точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром лицьового підсилення  $y_{0f}$  на ділянці I в залежності від координати  $\beta$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_{0f}^2 - 2 \left( \frac{\delta}{2} + r_f \right) y_{0f} + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_f + \left[ (r_r + b_0) \cdot \sin \beta + l \right]^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_{0f} = \frac{\delta}{2} + r_f - \sqrt{r_f^2 - \left[ (r_r + b_0) \cdot \sin \beta + l \right]^2}. \tag{5.52}$$

Координата точки перетину прямої, на якій лежить відрізок  $BC$ , з контуром кореня шва  $y_{0r}$  на ділянці I в залежності від координати  $\beta$  визначається виразом (4.26). Тому параметр  $y_0$  на ділянці I визначимо як половину від різниці (5.52) та (4.26)

$$y_0 = \frac{1}{2} \left( r_f - \sqrt{r_f^2 - [(r_r + b_0) \cdot \sin \beta + l]^2} - r_r + \sqrt{r_r^2 - (r_r + b_0)^2 \cdot \sin^2 \beta} \right). \quad (5.53)$$

При зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{0(I-II)}$  відрізок  $BC$  перетинатиме лінію положення центрів інерції на ділянці II (рис. 5.5).

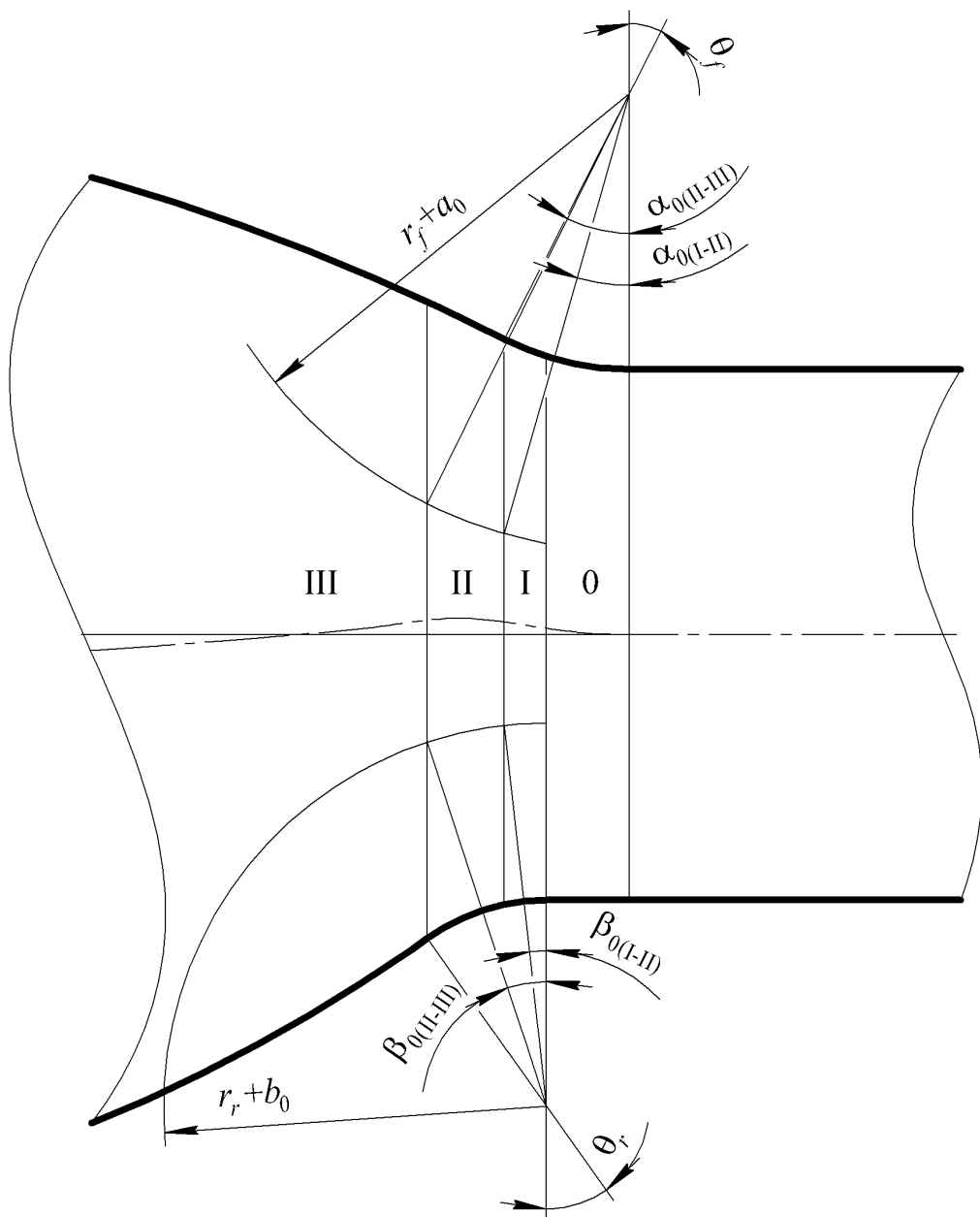


Рис. 5.5. Геометричний зміст кутів, які визначають границі ділянок в зоні стикового шва при розрахунку параметра  $y_0$ .

Оскільки координата  $x$  точки на лінії положення центрів інерції, яка відповідає значенню  $\beta = \beta_{0(I-II)}$ , визначається з (5.11) при  $\alpha = \theta_f$  з урахуванням зміщення початку координат по горизонтальній осі на величину  $l$ , а довжина відрізка, проведеного з точки  $C_r$  до перетину з прямою  $x = r_f \cdot \sin \theta_f$ , складає  $r_r + b_0$ , то значення  $\beta_{0(I-II)}$  можемо визначити за формулою

$$\beta_{0(I-II)} = \arcsin \frac{r_f \cdot \sin \theta_f - l}{r_r + b_0}. \quad (5.54)$$

Якщо відрізок  $BC$  буде перетинати лінію центрів інерції на ділянці II, то  $y_0$  визначатиметься за формулою (4.27).

При зростанні координати  $\beta$  вище деякого значення  $\beta_{0(II-III)}$ , яке цілком відповідає значенню  $\beta_{i0}$  і тому визначається формулою (4.28), відрізок  $BC$  буде перетинати лінію центрів інерції на ділянці III (див. рис. 5.5), а  $y_0$  визначатиметься за формулою (4.31).

### 5.3 Особливості умов рівноваги при розтягу та згинанні за взаємного впливу. Визначення напружень розтягу та згину

По аналогії з перерізом  $ABCD$  через точку  $A_1$  проведемо інший ламаний переріз  $A_1B_1C_1D_1$  так, щоб продовження відрізків  $AB$  и  $A_1B_1$  утворили нескінченно малий кут  $\Delta\beta$ , а продовження відрізків  $CD$  и  $C_1D_1$  утворили нескінченно малий кут  $\Delta\alpha$  (рис. 5.6).

Припустімо, що внаслідок осьової деформації переріз  $A_1B_1C_1D_1$  лишився нерухомим, а переріз  $ABCD$  зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 5.6. При цьому волокно  $FF_1$ , що знаходиться на відстані  $u_f$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $FH$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_{uf}^T = \frac{FH \cdot E}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot \Delta\alpha}. \quad (5.55)$$

В той же час волокно  $QQ_1$ , що знаходиться на відстані  $v_f$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $QL$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_{vf}^T = \frac{FH \cdot E}{(r_f + a_0) \cdot \Delta\alpha}. \quad (5.56)$$

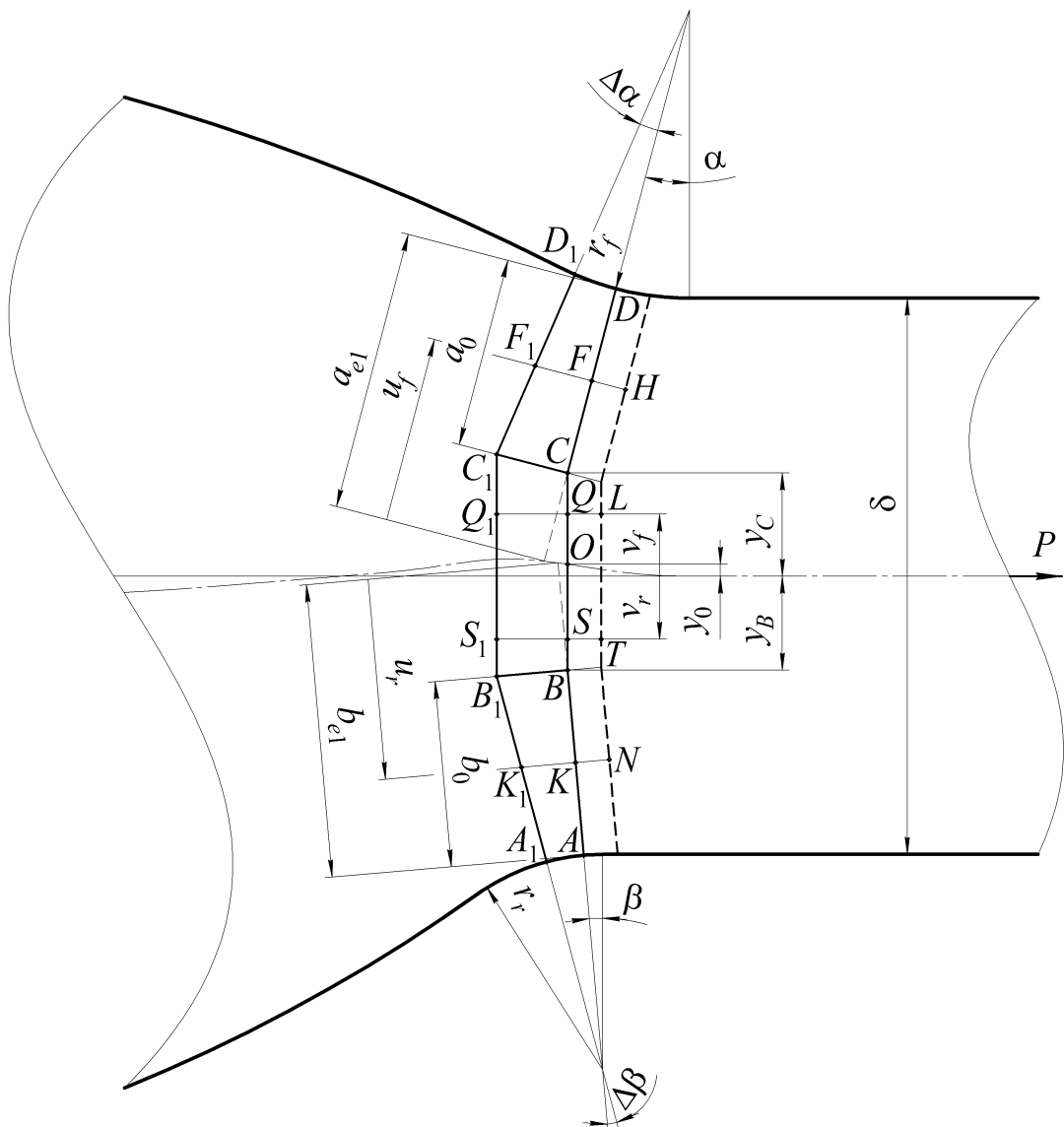


Рис. 5.6. Поступальне переміщення ламаного перерізу  $ABCD$  при розтягу стикового зварного з'єднання.

З іншого боку, волокно  $KK_1$ , що знаходиться на відстані  $u_r$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_{ur}^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot \Delta\beta}. \quad (5.57)$$

В той же час волокно  $SS_1$ , що знаходиться на відстані  $v_r$  від центру інерції перерізу, отримає видовження  $ST$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження розтягу

$$\sigma_{vr}^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta\beta}. \quad (5.58)$$

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при розтягу записується у вигляді

$$\begin{aligned} p \cdot \delta = P = \cos \alpha \cdot \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_{uf}^T du_f + \int_0^{y_C-y_0} \sigma_{vf}^T dv_f + \\ + \cos \beta \cdot \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_{ur}^T du_r + \int_0^{y_B+y_0} \sigma_{vr}^T dv_r, \end{aligned} \quad (5.59)$$

де  $y_B$  визначається залежністю (4.35), а  $y_C$  – залежністю (2.19), в якій слід покласти  $r = r_f$ .

Підставляючи вирази (5.55)-(5.58) в умову рівноваги (5.59), отримаємо

$$\begin{aligned} p \cdot \delta = P = \frac{FH \cdot E}{\Delta\alpha} \left( \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\cos \alpha \cdot du_f}{r_f + a_{e1} - u_f} + \int_0^{y_C-y_0} \frac{dv_f}{r_f + a_0} \right) + \\ + \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta} \left( \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\cos \beta \cdot du_r}{r_r + b_{e1} - u_r} + \int_0^{y_B+y_0} \frac{dv_r}{r_r + b_0} \right). \end{aligned} \quad (5.60)$$

Як бачимо, в отриманий вираз входять два невідомих співвідношення  $FH/\Delta\alpha$  та  $KN/\Delta\beta$ , тому, для того щоб встановити зв'язок між напруженнями на ділянках перерізу і прикладеним навантаженням  $P$ , необхідно виразити одне з цих співвідношень через інше.

Оскільки на плоскому відрізку  $BC$  плоско-ламаного перерізу  $ABCD$  справедлива гіпотеза плоских перерізів, напруження на цій ділянці при розтягу мають бути постійними, тому можемо прирівняти праві частини виразів (5.56) і (5.58), в результаті отримаємо

$$\frac{FH}{\Delta\alpha} = \frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \frac{KN}{\Delta\beta}. \quad (5.61)$$

Після підстановки (5.61) у (5.60) умова рівноваги запишеться наступним чином

$$P = \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta} \left[ \frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \left( \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\cos\alpha \cdot du_f}{r_f + a_{e1} - u_f} + \int_0^{y_C - y_0} \frac{dv_f}{r_f + a_0} \right) + \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\cos\beta \cdot du_r}{r_r + b_{e1} - u_r} + \int_0^{y_B + y_0} \frac{dv_r}{r_r + b_0} \right].$$

Інтегруючи цей вираз, отримаємо

$$\frac{P}{T_0} = \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta}, \quad (5.62)$$

де  $T_0$ , на відміну від (4.37), буде змінюватися від перерізу до перерізу за законом

$$T_0 = \frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \left( \cos\alpha \cdot \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{y_C - y_0}{r_f + a_0} \right) + \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{y_B + y_0}{r_r + b_0}. \quad (5.63)$$

Підставивши тотожність (5.62) у формули (5.55) та (5.56), встановимо зв'язок між осьовим зусиллям  $P$  та напруженнями на ділянках  $CD$

$$\sigma_{uf}^T = \frac{P \cdot (r_f + a_0)}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot T_0 \cdot (r_r + b_0)} \quad (5.64)$$

та  $CO$

$$\sigma_{vf}^T = \frac{P}{(r_r + b_0) \cdot T_0} \quad (5.65)$$

відповідно.

Підставивши тотожність (5.62) у формули (5.57) та (5.58), встановимо зв'язок між осьовим зусиллям  $P$  та напруженнями на ділянках  $AB$

$$\sigma_{ur}^T = \frac{P}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot T_0} \quad (5.66)$$

та  $BO$

$$\sigma_{vr}^T = \frac{P}{(r_r + b_0) \cdot T_0} \quad (5.67)$$

відповідно.

Очевидно, що формули (5.65) та (5.67) повинні співпадати.

Напруження на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ отримаємо, підставивши  $u_f = a_{e1}$  у (5.64)

$$\sigma_f^T = \sigma_{uf}^T \Big|_{u_f=a_{e1}} = \frac{P \cdot (r_f + a_0)}{r_f \cdot T_0 \cdot (r_r + b_0)}. \quad (5.68)$$

Напруження на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ визначатимуться залежністю (4.40), за винятком того, що параметр  $T_0$  в ній у розглядуваному випадку тепер слід взяти з виразу (5.63).

Припустімо тепер, що внаслідок згину переріз  $A_1B_1C_1D_1$  лишився нерухомим, а переріз  $ABCD$  повернувся на малий кут  $\Delta\gamma$  і зайняв положення, вказане пунктиром на рис. 5.7. При цьому волокно  $FF_1$ , що знаходиться на відстані  $u_f$  від центру інерції перерізу, отримує вкорочення  $FH$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження стиску

$$\sigma_{uf}^B = \frac{(y_C - y_0 + (u_f - a_{e1} + a_0) \cdot \cos \alpha) \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot \Delta\alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (5.69)$$

В той же час волокно  $QQ_1$ , що знаходиться на відстані  $v_f$  від центру інерції перерізу, отримає вкорочення  $QL$ , в результаті чого в ньому виникне нормальне напруження стиску

$$\sigma_{vf}^B = \frac{v_f \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r_f + a_0) \cdot \Delta\alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (5.70)$$

З іншого боку, волокно  $KK_1$ , що знаходиться на відстані  $u_r$  від центру інерції перерізу, отримує видовження  $KN$ , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження розтягу

$$\sigma_{ur}^B = \frac{\left( \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right) \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot \Delta\beta}. \quad (5.71)$$



$$\begin{aligned}
M = & \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_{uf}^B \cdot \left( \frac{y_C - y_0}{\cos \alpha} + u_f - a_{e1} + a_0 \right) du_f + \int_0^{y_C - y_0} \sigma_{vf}^B \cdot v_f dv_f + \\
& + \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_{ur}^B \cdot \left( \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right) du_r + \int_0^{y_B + y_0} \sigma_{vr}^B \cdot v_r dv_r.
\end{aligned} \tag{5.73}$$

Підставляючи вирази для напружень (5.69)-(5.72) в умову рівноваги (5.73), отримаємо

$$\begin{aligned}
M = & \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\alpha} \left( \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\left( y_C - y_0 + (u_f - a_{e1} + a_0) \cos \alpha \right)^2}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot \cos^2 \alpha} du_f + \right. \\
& \left. + \int_0^{y_C - y_0} \frac{v_f^2 dv_f}{(r_f + a_0) \cdot \cos \alpha} \right) + \\
& + \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\beta} \left( \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\left( y_B + y_0 + (u_r - b_{e1} + b_0) \cos \beta \right)^2}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot \cos^2 \beta} du_r + \int_0^{y_B + y_0} \frac{v_r^2 dv_r}{(r_r + b_0) \cdot \cos \beta} \right).
\end{aligned} \tag{5.74}$$

Як бачимо, в отриманий вираз входять два невідомих співвідношення  $\Delta\gamma/\Delta\alpha$  та  $\Delta\gamma/\Delta\beta$ , тому, для того щоб встановити зв'язок між напруженнями на ділянках перерізу і згинальним моментом  $M$ , необхідно виразити одне з цих співвідношень через інше.

Оскільки на плоскому відрізку  $BC$  плоско-ламаного перерізу  $ABCD$  справедлива гіпотеза плоских перерізів, згинальні напруження на однаковій відстані від центру інерції як в зоні розтягу, так і в зоні стиску мають бути рівними за абсолютною величиною. Отже, за умови  $v_f = v_r$  можемо прирівняти праві частини виразів (5.70) і (5.72), в результаті отримаємо

$$\frac{\Delta\gamma}{\Delta\alpha} = \frac{(r_f + a_0) \cos \alpha}{(r_r + b_0) \cos \beta} \frac{\Delta\gamma}{\Delta\beta}. \tag{5.75}$$

Підставляючи (5.75) у (5.74), після інтегрування отримаємо

$$\frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\beta} = \frac{M}{B_0}, \tag{5.76}$$

де  $B_0$ , на відміну від (4.48), змінюється від перерізу до перерізу за законом

$$\begin{aligned}
B_0 = & \frac{(r_f + a_0) \cdot \cos \alpha}{(r_r + b_0) \cdot \cos \beta} \left( \frac{(y_C - y_0 - (a_{e1} - a_0) \cos \alpha)^2}{\cos^2 \alpha} \cdot \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \right. \\
& + \frac{2(y_C - y_0 - (a_{e1} - a_0) \cos \alpha)}{\cos \alpha} \cdot \left[ (r_f + a_{e1}) \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - b_0 \right] + \\
& + \left. (r_r + a_{e1})^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0(r_f + 2a_{e1}) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{(y_C - y_0)^3}{3(r_f + a_0) \cos \alpha} \right) + \\
& + \frac{(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0) \cos \beta)^2}{\cos^2 \beta} \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \\
& + \frac{2(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0) \cos \beta)}{\cos \beta} \cdot \left[ (r_r + b_{e1}) \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \right] + \\
& + \frac{b_0^2}{2} - b_0(r_r + 2b_{e1}) + \frac{(y_B + y_0)^3}{3(r_r + b_0) \cos \beta}. \tag{5.77}
\end{aligned}$$

Підставивши тотожність (5.76) у формули (5.69) та (5.70), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянках  $CD$  та  $CO$

$$\sigma_{uf}^B = \frac{M \cdot \left( \frac{y_C - y_0}{\cos \alpha} + u_f - a_{e1} + a_0 \right) \cdot (r_f + a_0) \cdot \cos \alpha}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot B_0 \cdot (r_r + b_0) \cdot \cos \beta} \tag{5.78}$$

$$\sigma_{vf}^B = \frac{M \cdot v_f}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos \beta} \tag{5.79}$$

відповідно.

Підставивши тотожність (5.76) у формули (5.71) та (5.72), встановимо зв'язок між згинальним моментом  $M$  та напруженнями на ділянках відповідно  $AB$  та  $BO$

$$\sigma_{ur}^B = \frac{M \cdot \left( \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right)}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot B_0} \tag{5.80}$$

$$\sigma_{vr}^B = \frac{M \cdot v_r}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos \beta}. \tag{5.81}$$

Очевидно, що за умови  $v_f = v_r$  формули (5.79) та (5.81) повинні співпадати.

Підстановкою  $u_f = a_{e1}$  в формулі (5.78), отримаємо згинальне напруження, що діє на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ

$$\sigma_f^B = \frac{M \cdot (y_C - y_0 + a_0 \cdot \cos \alpha) \cdot (r_f + a_0)}{r_f \cdot B_0 \cdot (r_r + b_0) \cdot \cos \beta}. \quad (5.82)$$

Згинальне напруження, що діє на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ визначатиметься залежністю (4.51), за винятком того, що параметр  $B_0$  в ній у розглядуваному випадку тепер слід взяти з виразу (5.77).

#### **5.4. Розрахунки напружень у випадку реалізації взаємного впливу. Визначення положення небезпечного перерізу та коефіцієнта концентрації напружень**

Якщо  $\beta$  змінюється від 0 до  $\beta_e$ , то сумарні напруження, що діють на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ, будуть визначатися як різниця напружень від осьового навантаження (5.68) та згинального моменту (5.82)

$$\sigma_f^\Sigma = \frac{P(r_f + a_0)}{r_f(r_r + b_0)} \left( \frac{1}{T_0} - \frac{e_1(\beta) \cdot (y_C - y_0 + a_0 \cdot \cos \alpha)}{B_0 \cdot \cos \beta} \right), \quad (5.83)$$

а на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ – як сума напружень від осьового навантаження (4.40) та згинального моменту (4.51)

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left( \frac{1}{T_0} + \frac{e_1(\beta) \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos \beta)}{B_0 \cdot \cos \beta} \right). \quad (5.84)$$

Якщо ж  $\beta$  змінюється від  $\beta_e$  до  $\beta_{off}$ , то у виразах (5.83) та (5.84) слід замінити  $e_1(\beta)$  на  $e_t$ , який визначається залежністю (4.5). Зазначимо, що в такому випадку (5.84) тотожно співпадатиме з (4.58).

Для стикового зварного з'єднання типу С4 товщиною 1,6 мм, розміри конструктивних елементів якого задовольняють вимогам ГОСТ 14806-80 (табл.

5.1) і при цьому є такими, що концентратори напружень на лицьовій та кореневій сторонах чинять один на одного взаємний вплив, за функціональними залежностями (5.83) та (5.84) були побудовані контурні епюри напружень в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до ОМ (рис. 5.8).

Таблиця 5.1.

**Геометричні розміри конструктивних елементів стикового зварного з'єднання типу С4 товщиною 1,6 мм у відповідності до ГОСТ 14806-80**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм | Глибина дії концентратора, мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|-------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 0,840                      | 7,000                      | 27,000                           | 0,830                       | 6,882                              | $a_0 = 0,548$                 |
| Коренева ( $r$ )  | 1,040                      | 6,500                      | 35,489                           | 0,620                       | 4,978                              | $b_0 = 0,534$                 |

Аналіз побудованих епюр показав, що, на відміну від зварних з'єднань з асиметричним підсиленням без взаємного впливу концентраторів, максимальне напруження діє не на кромці кореня шва, а на деякому віддаленні від неї по контуру у бік металу шва. Подібна ситуація спостерігалася при поперечному згинанні зразків с галтелями, коли зростання згинального моменту було більш інтенсивним, ніж збільшення поперечного перерізу на початку галтелі. В результаті чого місце дії максимального напруження зміщувалося в бік більших перерізів [214].

Подальші більш детальні розрахунки показали, що ця точка знаходиться в околі координати  $\beta = \beta_e$ , яка відповідає границі між ділянками шва I та II (див. рис. 5.2). Координату  $\alpha$ , що відповідає цій точці в зоні переходу від лицьового підсилення до ОМ, можна знайти, підставивши  $\beta_e$  з формули (5.9) у залежність (5.3)

$$\alpha_e = \arcsin \frac{(r_r + b_0)(r_f \cdot \sin \theta_f - l) + r_r \cdot l}{r_r(r_f + a_0)}. \quad (5.85)$$

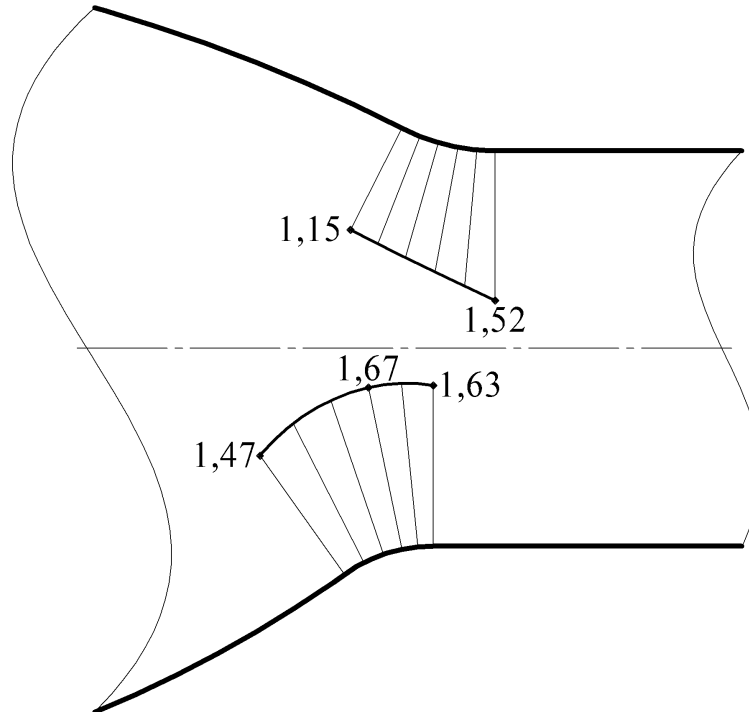


Рис. 5.8. Контурні епюри напружень в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до основного металу досліджуваного стикового зварного з'єднання за ГОСТ 14806-80.

Для підтвердження результатів, отриманих за представленими залежностями, проведене комп'ютерне моделювання полів напружень у досліджуваному зразку за допомогою МСЕ (рис. 5.9), яке проводили із дотриманням рекомендацій, наведених у параграфі 2.4 (див. стор. 95). Відхилення між значеннями максимального напруження склало дещо більше 0,5 %. Остаточна розрахункова модель нараховувала 24408 елементів із 98819 вузлами, розмір елемента на достатньому віддаленні від зон концентрації складав 0,1 мм, а в зонах переходу від шва до основного металу – 0,04 мм.

Таким чином, ККН можна визначити як відношення напруження (5.84) в точці  $\beta = \beta_e$  до номінального напруження

$$\alpha_\sigma^r = \frac{\delta}{r_r} \left( \frac{1}{T_0(\alpha_e, \beta_e)} + \frac{e_1(\beta_e) \cdot (y_B(\beta_e) + y_0(\beta_e) + b_0 \cdot \cos \beta_e)}{B_0(\alpha_e, \beta_e) \cdot \cos \beta_e} \right). \quad (5.86)$$

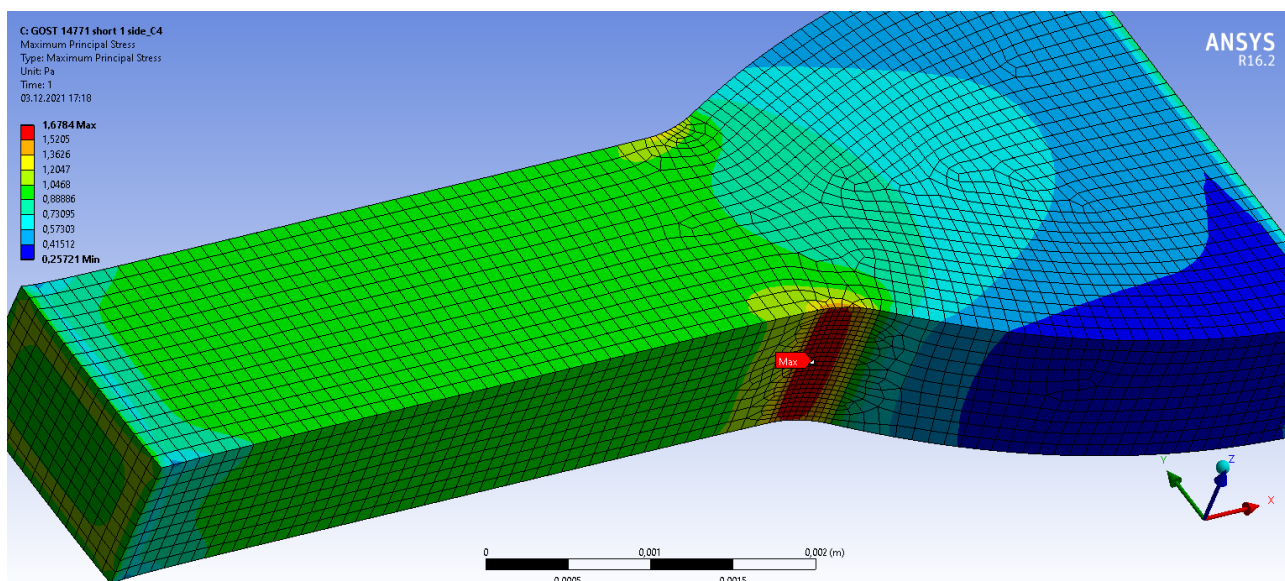


Рис. 5.9. Результати чисельного моделювання полів напружень в досліджуваному стиковому зварному з'єднанні за ГОСТ 14806-80.

Очевидно, що в точці  $\beta = \beta_e$  формули для визначення ексцентриситету (4.5) та (5.17) даватимуть однаковий результат.

### 5.5 Аналіз характерних випадків реалізації взаємного впливу за рахунок зміщення осей симетрії протилежних частин шва

Близькість розташування концентраторів напружень на лицьовій та кореневій сторонах стикового зварного з'єднання, достатня для реалізації взаємного впливу, не завжди спричинена малою різницею між шириною протилежних частин шва, як це було у дослідженому вище з'єднанні. Іноді вони можуть виявитися розташованими на невеликій відстані один від одного внаслідок взаємного зміщення їх осей симетрії. Тут розглянемо два найбільш характерні випадки такого механізму реалізації взаємного впливу, а саме:

- незначне зміщення осей симетрії протилежних частин шва рівної ширини у стиковому зварному з'єднанні з двостороннім швом (рис. 5.10);

- велике зміщення осі симетрії кореня шва у стиковому зварному з'єднанні з несиметричною розробкою крайок (рис. 5.11).

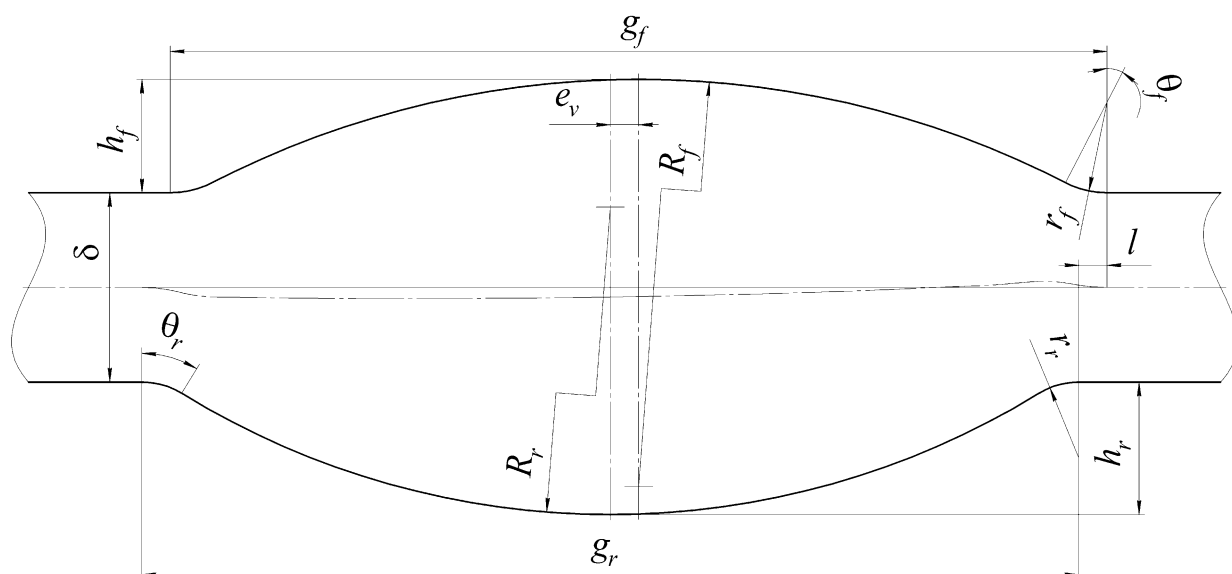


Рис. 5.10. Геометричні параметри ідеалізованої моделі стикового зварного з'єднання, протилежні частини шва якого мають однакову ширину, а їх осі симетрії паралельно зміщені одна відносно іншої.

Розглянувши рис. 5.10 та 5.11, б, побачимо, що у першому випадку взаємний вплив реалізується в зоні переходу від нижньої частини шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії верхньої частини шва, а в другому випадку – в зоні переходу від нижньої частини шва до ОМ, яка знаходиться далі від неї.

В розглядуваному випадку ексцентриситет на ділянці I з'єднання (див. рис. 5.2) в залежності від координат  $\alpha$  та  $\beta$ , як і раніше, визначатиметься за формулами (5.14) та (5.17) відповідно. Однак внаслідок зміщення осей симетрії ексцентриситет на ділянках II та III визначатиметься за формулами, відмінними від (4.5), (4.10), (5.22) та (5.25). Зокрема, для визначення ексцентриситету в залежності від координати  $\beta$  на ділянці II замість формули (4.5) необхідно використовувати формулу (4.75), а на ділянці III замість формули (4.10) – формулу (4.76).

Для визначення функціональної залежності ексцентриситету від координати  $\alpha$  її відлік будемо вести від осі симетрії верхньої частини шва у бік

ближньої до неї зони переходу від нижньої частини шва до ОМ, у випадку, коли взаємний вплив реалізується в цій зоні. Тоді рівняння кола, дугою якого описується зона переходу від нижньої частини шва до ОМ, запишеться у вигляді

$$(x - g_r/2 + e_v)^2 + (y - \delta/2 - r_r)^2 = r_r^2. \quad (5.87)$$

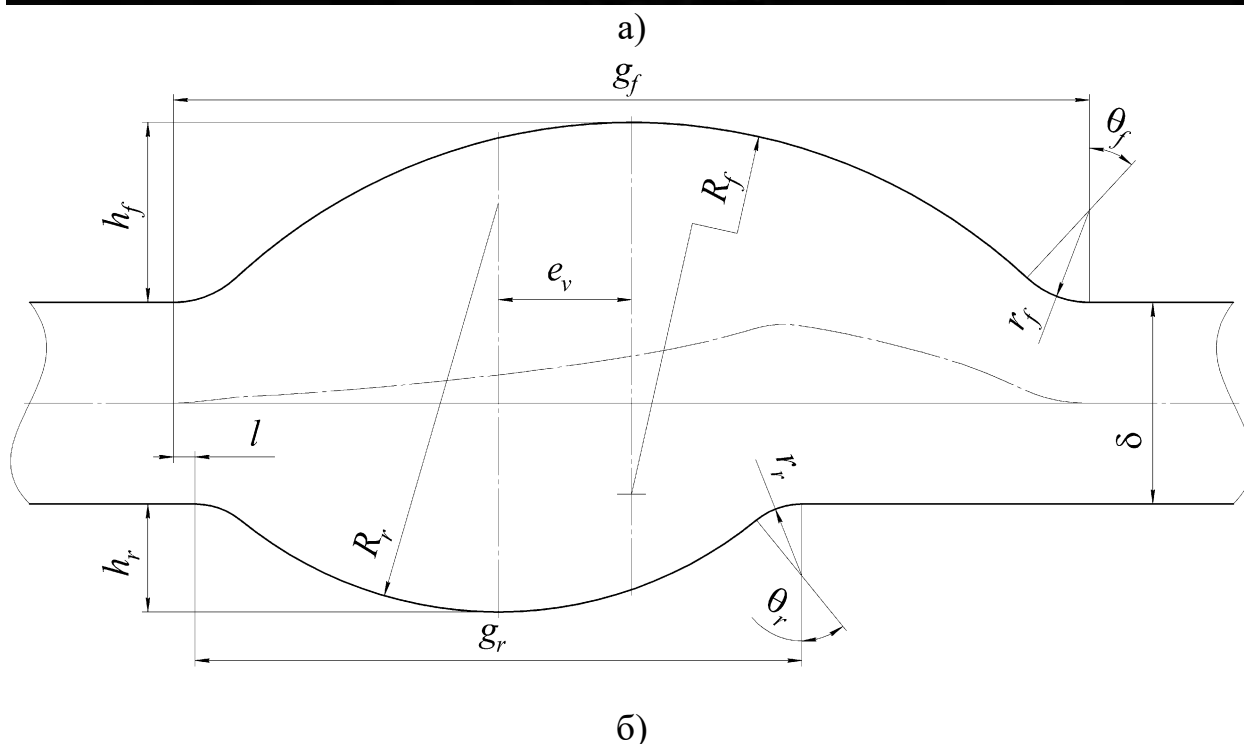


Рис. 5.11. Стикове зварне з'єднання алюмінієвого сплаву 1915Т1, виконаного ІДЗПЕ, товщиною 2,8 мм: а) – макрошліф [175]; б) – геометричні параметри ідеалізованої моделі.

Підставивши рівняння прямої, паралельної до осі шва (5.19) в (5.87), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження

до контуру нижньої частини шва  $y_r$  в залежності від координати  $\alpha$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_r^2 - 2\left(\frac{\delta}{2} + r_r\right)y_r + \frac{\delta^2}{4} + \delta \cdot r_r + \left(R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} + e_v\right)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_r = \frac{\delta}{2} + r_r - \sqrt{r_r^2 - \left(R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} + e_v\right)^2}. \quad (5.88)$$

Відстань від лінії дії осьового навантаження до контуру опуклої частини верхньої частини підсилення  $y_f$ , як і раніше, визначається залежністю (5.21), тому ексцентриситет на ділянці II в залежності від координати  $\alpha$  в розглядуваному випадку визначатиметься як половина від різниці (5.21) та (5.88)

$$e_{II}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f(1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - \left(R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} + e_v\right)^2} \right]. \quad (5.89)$$

Рівняння кола, дугою якого описується опукла частина шва на нижній стороні, при такій системі відліку запишеться у вигляді

$$(x + e_v)^2 + \left(y - \frac{\delta}{2} - h_r + R_r\right)^2 = R_r^2. \quad (5.90)$$

Підставивши (5.19) у (5.90), можемо записати рівняння відносно відстані від лінії дії осьового навантаження до контуру нижньої частини шва  $y_r$  в залежності від координати  $\alpha$ , яке після перетворень матиме вигляд

$$y_r^2 - 2\left(h_r + \frac{\delta}{2} - R_r\right)y_r + \left(h_r + \frac{\delta}{2}\right)^2 - 2\left(h_r + \frac{\delta}{2}\right) \cdot R_r + \left(R_f \cdot \sin \alpha + e_v\right)^2 = 0,$$

вирішуючи яке, отримаємо

$$y_r = \frac{\delta}{2} + h_r - R_r + \sqrt{R_r^2 - \left(R_f \cdot \sin \alpha + e_v\right)^2}. \quad (5.91)$$

Отже, ексцентриситет на ділянці III в залежності від координати  $\alpha$  в розглядуваному випадку визначатиметься як половина від різниці (5.21) та (5.91)

$$e_{III}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - (R_f \cdot \sin \alpha + e_v)^2} \right]. \quad (5.92)$$

По аналогії зі з'єднаннями зі зміщенням осей симетрії без взаємного впливу, розглянутими в підрозділі 4.4, вирази для визначення ексцентриситету в залежності від координати  $\alpha$  на ділянках II та III можна узагальнити та записати у вигляді

$$e_{II}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - \left( R_f \cdot \sin \alpha - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2} \right] \quad (5.93)$$

та

$$e_{III}(\alpha) = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - (R_f \cdot \sin \alpha \pm e_v)^2} \right] \quad (5.94)$$

відповідно.

Тут, як і раніше, верхній знак перед  $e_v$  відповідає зоні переходу від нижньої частини шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії верхньої частини шва, а нижній знак – зоні переходу від нижньої частини шва до ОМ, яка знаходиться далі від неї.

Оскільки рівняння лінії положення центрів інерції на ділянках II та III відрізняються, то в розглядуваному випадку будуть відрізнятися і характерні розміри ламаних перерізів, пов'язані з ексцентриситетом, на цих ділянках. Зокрема, для визначення параметра  $y_0$  в межах цих ділянок замість формул (4.27) та (4.31) слід використовувати формули (4.83) та (4.84) відповідно.

Для визначення параметра  $y_{1f}$  на ділянці II перепишемо вираз (5.93) для визначення ексцентриситету на цій ділянці з урахуванням (5.32) у вигляді

$$y = \frac{1}{2} \left[ h_f - R_f (1 - \cos \alpha) - r_r + \sqrt{r_r^2 - \left( \frac{g_r}{2} \mp e_v - x \right)^2} \right]. \quad (5.95)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.95) з метою виключення з нього змінної  $\alpha$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці II зі сторони верхньої частини

$$\begin{aligned} & (H_{\Pi f} - 2y)^2 + 2(H_{\Pi f} - 2y)\sqrt{r_r^2 - \left(\frac{g_r \mp e_v}{2} - x\right)^2} + \\ & + (g_r \mp 2e_v) \cdot x + K_{\Pi f} - \frac{g_f \cdot (g_r \mp 2e_v)}{2} = 0, \end{aligned} \quad (5.96)$$

де

$$H_{\Pi f} = h_f - R_f - r_r; \quad K_{\Pi f} = r_r^2 - R_f^2 - \frac{(g_r \mp e_v)^2}{4} + \frac{g_f \cdot (g_r \mp e_v)}{2}.$$

Підставляючи  $x$  з (5.36) у (5.96), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1f}$  на ділянці II

$$y_{1f}^4 + \frac{A_{\Pi f} \cdot y_{1f}^3}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{B_{\Pi f} \cdot y_{1f}^2}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{C_{\Pi f} \cdot y_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{D_{\Pi f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned} A_{\Pi f} &= -16(H_{\Pi f} + 2r_f + \delta) \cdot \tan^2 \alpha + 8(g_r \mp 2e_v + 4l) \cdot \tan \alpha - 32H_{\Pi f}; \\ B_{\Pi f} &= \left( 4 \left[ (H_{\Pi f} + 2r_f + \delta)^2 + 2H_{\Pi f} \cdot (2r_f + \delta) \right] + (g_r \mp 2e_v)^2 \right) \tan^2 \alpha - \\ & - 8(g_r \mp 2e_v + 4l) \left( H_{\Pi f} + r_f + \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha - 8(2r_r^2 - 2l^2 - K_{\Pi f} - 3H_{\Pi f}^2); \\ C_{\Pi f} &= -2 \left[ 4H_{\Pi f}^2 + 8H_{\Pi f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot \tan^2 \alpha + \\ & + 2 \left( 4H_{\Pi f} \cdot \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \cdot (g_r \mp 2e_v + 4l) + (g_r \mp 2e_v) \cdot (H_{\Pi f}^2 + K_{\Pi f}) + 4l \cdot H_{\Pi f}^2 \right) \cdot \tan \alpha + \\ & + 8H_{\Pi f} \cdot (2r_r^2 - 2l^2 - K_{\Pi f} - H_{\Pi f}^2); \\ D_{\Pi f} &= \left[ 4H_{\Pi f}^2 + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \alpha - 4(r_r^2 - l^2)H_{\Pi f}^2 + (K_{\Pi f} + H_{\Pi f}^2)^2 - \\ & - 2 \left[ (g_r \mp 2e_v) \cdot K_{\Pi f} + (g_r \mp 2e_v + 4l)H_{\Pi f}^2 \right] \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \tan \alpha. \end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд (5.37).

Оскільки координата у крайньої точки перетину прямої (5.36) з лінією положення центрів інерції на ділянці II в розглядуваному випадку визначається

з (4.75) при  $\beta = \theta_r$ , то значення координати  $\alpha$ , при перевищенні якого точка перетину вже буде знаходитися на ділянці III, визначатиметься за формулою

$$\alpha_{I(II-III)} = \arctan \frac{2r_r \cdot \sin \theta_r + 2l}{\delta + 2r_f - h_f + R_f + r_r(1 - \cos \theta_r) - \sqrt{R_f^2 - (r_r \cdot \sin \theta_r - g_r/2 \pm e_v)^2}}. \quad (5.97)$$

Для визначення параметра  $y_{1f}$  на ділянці III перепишемо вираз (5.94) для визначення ексцентриситету на цій ділянці з урахуванням (5.32) у вигляді

$$2y = h_f - R_f(1 - \cos \alpha) - h_r + R_r - \sqrt{R_r^2 - (x \pm e_v)^2}. \quad (5.98)$$

Шляхом подальших перетворень виразу (5.98) з метою виключення з нього змінної  $\alpha$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на ділянці III з верхньої сторони шва

$$(H_{III f} + 2y)^2 + 2(H_{III f} + 2y)\sqrt{R_r^2 - (x \pm e_v)^2} + K_{III f} \pm g_f \cdot e_v \mp 2e_v \cdot x = 0, \quad (5.99)$$

де

$$H_{III f} = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_{III f} = R_r^2 - R_f^2 - e_v^2 \mp g_f \cdot e_v.$$

Підставляючи  $x$  з (5.36) у (5.99), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1f}$  на ділянці III

$$y_{1f}^4 + \frac{A_{III f} \cdot y_{1f}^3}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{B_{III f} \cdot y_{1f}^2}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{C_{III f} \cdot y_{1f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} + \frac{D_{III f}}{16(1 + \tan^2 \alpha)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned} A_{III f} &= 16(H_{III f} - 2r_f - \delta) \cdot \tan^2 \alpha + 16(g_f \pm e_v) \cdot \tan \alpha + 32H_{III f}; \\ B_{III f} &= 4 \left[ (H_{III f} - 2r_f - \delta)^2 - 2H_{III f}(2r_f + \delta) + e_v^2 \right] \tan^2 \alpha + \\ &+ 8(g_f \pm e_v)(2H_{III f} - 2r_f - \delta) \tan \alpha - 16R_r^2 + 4(g_f \pm 2e_v)^2 + 8K_{III f} + 24H_{III f}^2; \end{aligned}$$

$$C_{III f} = 4 \cdot (2r_f + \delta) \cdot \left[ H_{III f} (2r_f + \delta) - H_{III f}^2 - e_v^2 \right] \cdot \tan^2 \alpha + \\ + 4 \left[ (g_f \pm e_v) \cdot H_{III f} \cdot (H_{III f} - 4r_f - 2\delta) \mp K_{III f} \cdot e_v \right] \cdot \tan \alpha + \\ + 4H_{III f} \cdot \left[ (g_f \pm 2e_v)^2 - 4R_r^2 + 2K_{III f} + 2H_{III f}^2 \right];$$

$$D_{III f} = 4 \left[ H_{III f}^2 + e_v^2 \right] \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right)^2 \tan^2 \alpha - 4 \left( r_f + \frac{\delta}{2} \right) \left[ (g_f \pm e_v) \cdot H_{III f}^2 \mp K_{III f} \cdot e_v \right] \tan \alpha + \\ + \left[ (g_f \pm 2e_v)^2 - 4R_r^2 \right] H_{III f}^2 + (K_{III f} + H_{III f}^2)^2.$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд (5.42).

Для визначення параметра  $y_{1r}$  на ділянці II в розглядуваному випадку шляхом перетворень виразу (4.77) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на цій ділянці з нижньої сторони шва

$$(H_{IIr} - 2y)^2 + 2(H_{IIr} - 2y) \sqrt{R_f^2 - \left( x - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2} + (g_r \mp e_v) \cdot x + K_{IIr} = 0, \quad (5.100)$$

де

$$H_{IIr} = h_f - R_f - r_r; \quad K_{IIr} = R_f^2 - r_r^2 - \frac{(g_r \mp 2e_v)^2}{4}.$$

Підставляючи  $x$  з (4.14) у (5.100), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1r}$  на ділянці II

$$y_{1r}^4 + \frac{A_{IIr} \cdot y_{1r}^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{B_{IIr} \cdot y_{1r}^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{IIr} \cdot y_{1r}}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{D_{IIr}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$A_{IIr} = 16(2r_r + \delta - H_{IIr}) \cdot \tan^2 \beta - 8(g_r \mp 2e_v) \cdot \tan \beta - 32H_{IIr}; \\ B_{IIr} = \left\{ 4 \left[ (H_{IIr} - 2r_r - \delta)^2 - 2H_{IIr} \cdot (2r_r + \delta) \right] + (g_r \mp 2e_v)^2 \right\} \tan^2 \beta + \\ + 4(g_r \mp 2e_v)(2H_{IIr} - 2r_r - \delta) \tan \beta - 8(2r_r^2 + K_{IIr} - 3H_{IIr}^2);$$

$$\begin{aligned}
C_{IIr} &= \left[ 4H_{IIr}^2 - 4H_{IIr} \cdot (2r_r + \delta) + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] \cdot (2r_r + \delta) \cdot \tan^2 \beta + \\
&+ 2(g_r \mp 2e_v) \cdot (2H_{IIr} \cdot (2r_r + \delta) - H_{IIr}^2 + K_{IIr}) \cdot \tan \beta + 8H_{IIr} \cdot (2r_r^2 + K_{IIr} - H_{IIr}^2); \\
D_{IIr} &= \left[ 4H_{IIr}^2 + (g_r \mp 2e_v)^2 \right] (r_r + \delta/2)^2 \tan^2 \beta + (g_r \mp 2e_v) (K_{IIr} - H_{IIr}^2) (2r_r + \delta) \tan \beta - \\
&- 2(2r_r^2 + K_{IIr}) \cdot H_{IIr}^2 + K_{IIr}^2 + H_{IIr}^4.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд (5.49).

Координата  $\beta_{1(II-III)}$ , при досягненні якої пряма (4.14) вже перетинатиме лінію положення центрів інерції на ділянці III, цілком відповідає значенню  $\beta_{I1}$  і визначається формулою (4.79).

Для визначення параметра  $y_{1r}$  на ділянці III шляхом перетворень виразу (4.80) з метою виключення з нього змінної  $\beta$  визначимо рівняння лінії положення центрів інерції на цій ділянці з нижньої сторони шва

$$(H_{IIIr} + 2y)^2 + 2(H_{IIIr} + 2y) \sqrt{R_f^2 - \left( x - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2} \mp 2e_v \cdot x + K_{IIIr} = 0, \quad (5.101)$$

де

$$H_{IIIr} = R_f - h_f - R_r + h_r; \quad K_{IIIr} = R_f^2 - R_r^2 \pm e_v (g_r \mp e_v).$$

Підставляючи  $x$  з (4.14) у (5.101), отримаємо рівняння для визначення  $y_{1r}$  на ділянці III

$$y_{1r}^4 + \frac{A_{IIIr} \cdot y_{1r}^3}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{B_{IIIr} \cdot y_{1r}^2}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{C_{IIIr} \cdot y_{1r}}{16(1 + \tan^2 \beta)} + \frac{D_{IIIr}}{16(1 + \tan^2 \beta)} = 0,$$

де

$$\begin{aligned}
A_{IIIr} &= 16(2r_r + \delta + H_{IIIr}) \cdot \tan^2 \beta - 16(g_r \mp e_v) \cdot \tan \beta + 32H_{IIIr}; \\
B_{IIIr} &= 4 \left[ (H_{IIIr} + 2r_r + \delta)^2 + 2H_{IIIr} \cdot (2r_r + \delta) + e_v^2 \right] \cdot \tan^2 \beta - \\
&- 8(g_r \mp e_v) \cdot (2H_{IIIr} + 2r_r + \delta) \cdot \tan \beta + 8K_{IIIr} + 24H_{IIIr}^2 - 16R_f^2 + 4(g_r \mp 2e_v)^2;
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
C_{IIIr} &= 4\left(H_{IIIr}^2 + H_{IIIr}(2r_r + \delta) + e_v^2\right)(2r_r + \delta)\tan^2\beta - \\
&- 4\left[H_{IIIr}^2(g_r \mp e_v) + 2H_{IIIr}(2r_r + \delta)(g_r \mp e_v) \pm e_v \cdot K_{IIIr}\right] \cdot \tan\beta + \\
&+ 4H_{IIIr}\left[2K_{IIIr} + 2H_{IIIr}^2 - 4R_f^2 + (g_r \mp 2e_v)^2\right]; \\
D_{IIIr} &= 4\left(H_{IIIr}^2 + e_v^2\right)\left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)^2 \tan^2\beta - 4\left[(g_r \mp e_v) \cdot H_{IIIr}^2 \pm e_v \cdot K_{IIIr}\right]\left(r_r + \frac{\delta}{2}\right)\tan\beta + \\
&+ \left[2K_{IIIr} + H_{IIIr}^2 - 4R_f^2 + (g_r \mp 2e_v)^2\right] \cdot H_{IIIr}^2 + K_{IIIr}^2.
\end{aligned}$$

Розв'язок цього рівняння, який не суперечить суті шуканої величини, має вигляд (5.51).

Для стикового зварного з'єднання типу С7 товщиною 2,0 мм, розміри конструктивних елементів якого задовольняють вимогам ГОСТ 14806-80 (табл. 5.2) і при цьому є такими, що концентратори напружень на лицьовій та кореневій сторонах чинять один на одного взаємний вплив, а осі симетрії його лицьового підсилення та кореня шва паралельно зміщені одна відносно іншої (див. рис. 5.10), за функціональними залежностями (5.83) та (5.84) були побудовані контурні епюри напружень в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до ОМ відповідно (рис. 5.12).

Таблиця 5.2.

**Геометричні розміри конструктивних елементів стикового зварного з'єднання типу С7 товщиною 2,0 мм у відповідності до ГОСТ 14806-80**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм | Глибина дії концентратора, мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|-------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 1,200                      | 9,900                      | 27,254                           | 0,960                       | 9,849                              | $a_0 = 0,640$                 |
| Коренева ( $r$ )  | 1,400                      | 9,900                      | 31,585                           | 0,800                       | 8,651                              | $b_0 = 0,616$                 |

Примітка. Відстань між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва  $e_v = 0,3$  мм (у відповідності до будівельних норм ВСН 012-88 допускається зміщення до 2,0 мм)

Аналіз побудованих епюр показав, що максимальне напруження діє на деякому віддаленні від ближньої до осі симетрії верхньої частини шва лінії сплавлення нижньої частини шва з ОМ по контуру у бік металу шва. Подальші більш детальні розрахунки показали, що ця точка, як і у з'єднаннях без зміщення осей симетрії протилежних частин шва, в яких реалізується взаємний вплив, знаходиться в околі координати  $\beta = \beta_e$ , тому ККН у подібних з'єднаннях з високою точністю можна визначити за формулою (5.86).

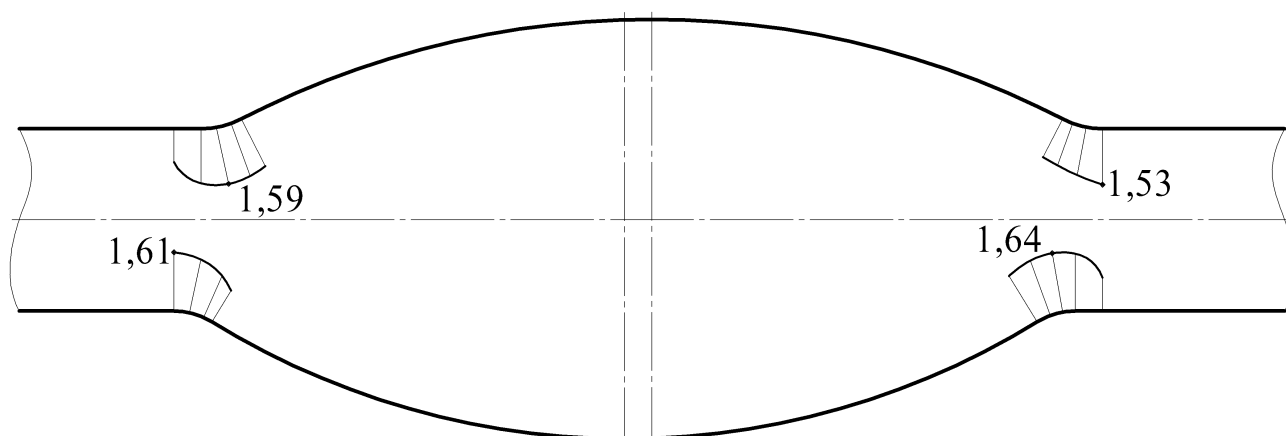


Рис. 5.12. Контурні епюри напружень в зонах переходу від верхньої та нижньої частин шва до основного металу досліджуваного стикового зварного з'єднання за ГОСТ 14806-80, осі симетрії протилежних частин шва якого паралельно зміщені одна відносно іншої.

Для підтвердження результатів, отриманих теоретичними розрахунками, проведено комп'ютерне моделювання полів напружень у досліджуваному зразку за допомогою МСЕ (рис. 5.13). Відхилення між значеннями максимального напруження склало трохи менше 3 %. Остаточна розрахункова модель нараховувала 79171 елемент із 336544 вузлами, розмір елемента складав 0,1 мм.

Тепер розглянемо розподіл напружень у стиковому зварному з'єднанні алюмінієвого сплаву 1915Т1, виконаного ІДЗПЕ, розміри конструктивних елементів якого (табл. 5.3) є такими, що в дальній від осі симетрії лицьового підсилення зоні переходу від кореня шва до ОМ відбувається взаємний вплив концентраторів (див. рис. 5.11).

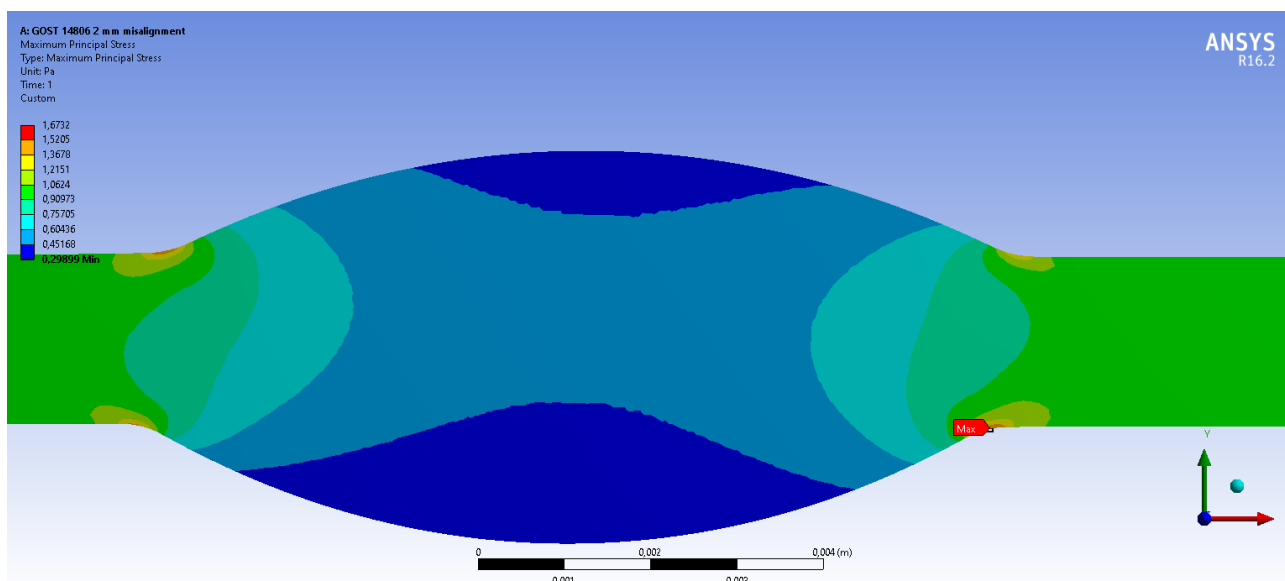


Рис. 5.13. Результати чисельного моделювання полів напружень в досліджуваному стиковому зварному з'єднанні за ГОСТ 14806-80.

Таблиця 5.3.

**Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву 1915Т1 товщиною  $\delta = 2,8$  мм, виконаного ІДЗПЕ [175]**

| Сторона з'єднання | Висота виступу ( $h$ ), мм | Ширина виступу ( $g$ ), мм | Фланговий кут ( $\theta$ ), град | Радіус переходу ( $r$ ), мм | Радіус опуклої частини ( $R$ ), мм | Глибина дії концентратора, мм |
|-------------------|----------------------------|----------------------------|----------------------------------|-----------------------------|------------------------------------|-------------------------------|
| Лицьова ( $f$ )   | 2,500                      | 12,740                     | 42,857                           | 1,280                       | 8,085                              | $a_0 = 1,323$                 |
| Коренева ( $r$ )  | 1,500                      | 8,440                      | 39,136                           | 1,000                       | 5,686                              | $b_0 = 0,947$                 |

Примітка. Відстань між осями симетрії лицьового підсилення та кореня шва  $e_v = 1,85$  мм; відстань між лініями сплавлення лицьового підсилення та кореня шва з ОМ в зоні взаємного впливу  $l = 0,3$  мм

Епюри напружень в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до ОМ, в яких відбувається взаємний вплив, будуватимемо за формулами (5.83) та (5.84) відповідно. При цьому концентратор в зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, не взаємодіє з сусіднім концентратором на лицьовій стороні з'єднання, тому в цій

зоні епюри напружень будуються за залежністю (4.86). В зоні переходу від лицьового підсилення до ОМ, яка знаходиться далі від осі кореня шва, епюри будуються за залежністю (3.43), а на ділянці кореневої поверхні з'єднання, яка відповідає цій зоні, – за формулою (3.45).

Аналіз побудованих епюр (рис. 5.14) показав, що максимальне напруження діє на лінії сплавлення кореня шва з ОМ, яка знаходиться ближче до осі симетрії лицьового підсилення, що було очікуваним через високі напруження згину, викликані значним ексцентриситетом на цій ділянці шва.

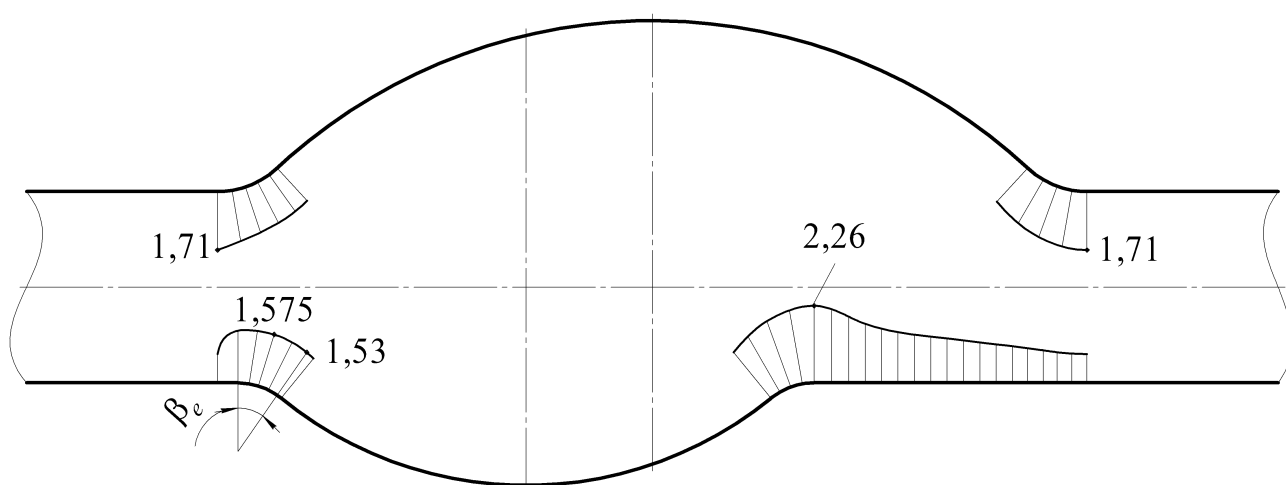


Рис. 5.14. Контурні епюри напружень в зонах переходу від лицьового підсилення та кореня шва до основного металу досліджуваного стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву 1915Т1, в дальній від осі симетрії лицьового підсилення зоні переходу від кореня шва до ОМ відбувається взаємний вплив.

Не дивлячись на те, що в досліджуваному з'єднанні максимальне напруження діє поза зоною взаємного впливу, проведені розрахунки все ж дозволили отримати деякі практично важливі результати, а саме:

– контурна координата точки дії максимального напруження в зоні переходу від кореня шва до ОМ, яка взаємодіє з концентратором напружень на лицьовій стороні, істотно відрізняється від значення  $\beta = \beta_e$ . Тому формула (5.86) для визначення ККН за взаємного впливу не є універсальною для всіх стикових зварних з'єднань, в яких він реалізується, а правомірність її використання для

з'єднань з розмірами, які відповідають табл. 5.1 та 5.2, можна вважати випадковим збігом;

– максимальне напруження на лівій стороні з'єднання діє на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ. Таким чином, якщо б корінь шва був ширшим і його вісь симетрії співпадала б з віссю симетрії лицьового підсилення, то саме це напруження було б максимальним у всьому з'єднанні. Тому у стикових зварних з'єднаннях, в яких реалізується взаємний вплив і співпадають осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва, необхідно проводити додатковий розрахунок напружень і на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ, оскільки переріз який визначає її положення знаходиться поза зоною взаємного впливу. Хоча в досліджуваному з'єднанні радіус переходу від кореня шва до ОМ відчутно менший, ніж відповідний радіус на лицьовій стороні, такі результати можна пояснити тим, що в деяких випадках розміщення двох концентраторів на близькій відстані один від одного призводить до більш рівномірного розподілу напружень між ними і зменшенню ККН в порівнянні з одиночним концентратором [213, 215]. Іноді додаткові концентратори навмисно наносяться на деякі деталі з метою розвантаження концентратора, зумовленого її конструктивним оформленням [114].

## **Висновки за розділом 5**

1. В формі математичної залежності між геометричними параметрами концентраторів напружень на протилежних сторонах з'єднання, які характеризують їх розміри, глибину та взаємне положення, сформульовано умову, у разі виконання якої вони будуть чинити один на одного взаємний вплив. Обґрунтовані математичні формули для визначення координат границь зони шва, на якій взаємний вплив буде реалізуватися. В цій зоні визначено функціональні залежності, які однозначно пов'язують контурну координату в зоні переходу від верхньої частини шва до основного металу з контурною

координатою в зоні переходу від нижньої частини шва до основного металу і навпаки.

2. В залежності від вигляду функції, яка визначає геометричне положення центрів інерції перерізів, запропоновано умовно розділити зону шва на чотири ділянки. Обґрунтовані математичні формули для визначення меж виділених ділянок в системах координат, які були вибрані для опису контурів зон переходу від протилежних частин шва до основного металу. Також в цих системах координат встановлені функціональні залежності, які визначають геометричне положення центрів інерції перерізів та характерні розміри ламаних перерізів, пов'язані з ексцентриситетом, на всіх виділених ділянках.

3. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані математичні вирази, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в усіх точках ламаного перерізу від контуру концентратора на верхній стороні до контуру концентратора на нижній стороні стикового зварного з'єднання.

4. На прикладі тонколистового стикового зварного з'єднання типу С4, розміри конструктивних елементів якого задовольняють вимогам ГОСТ 14806-80 і при цьому є такими, що концентратори напружень на протилежних сторонах чинять один на одного взаємний вплив, було показано, що, на відміну від стикових зварних з'єднань з асиметричним підсиленням, пікове напруження на кореневій стороні з'єднання діє на деякому віддаленні від лінії сплавлення кореня шва з основним металом по контуру в бік металу шва.

5. Досліджено деякі характерні випадки реалізації взаємного впливу концентраторів на протилежних сторонах з'єднання внаслідок неспівпадіння осей симетрії протилежних частин шва. В результаті виявлено вплив зміщення осей симетрії на характерні геометричні розміри ламаних перерізів, пов'язані з ексцентриситетом, а, отже, і на величину згинальних напружень на ділянках II і III з'єднання та запропоновано функціональні залежності для визначення цих розмірів з урахуванням зміщення.

6. Результати розрахунків напружень у стикових з'єднаннях, концентратори напружень на протилежних сторонах яких чинять один на одного взаємний вплив, показали, що, незважаючи на менший радіус переходу від кореня шва до ОМ, максимальне напруження може діяти в околі лицьового підсилення, де радіус переходу більший. Тому при розрахунку таких з'єднань необхідно брати до уваги напруження в околі усіх наявних концентраторів.

## **РОЗДІЛ 6**

### **ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-РОЗРАХУНКОВА МЕТОДИКА ВИЗНАЧЕННЯ ГРАНИЦІ ОБМЕЖЕНОЇ ВИТРИВАЛОСТІ СТИКОВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ З УРАХУВАННЯМ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗОНАХ КОНЦЕНТРАТОРІВ**

У звіті МІЗ за 2023 рік одним з пріоритетних напрямків наукових досліджень для подолання технічних проблем сучасного зварювального виробництва було визначено розробку менш консервативних підходів щодо оцінки циклічної довговічності конструкцій. Проблема полягає в тому, що базові криві втоми для тієї чи іншої групи зварних вузлів з однаковими або близькими значеннями показників довговічності були визначені на основі раніше проведених втомних випробувань зразків однотипних зварних з'єднань. Однак повторити однакове виконання зварних з'єднань при виготовленні різноманітних конструкцій на практиці дуже складно. Також, зважаючи на постійний розвиток технологій зварювання, з'єднання, отримані за удосконаленими параметрами процесу, можуть мати істотно нижчий рівень залишкових напружень, ніж ті, які були випробувані при побудові базової кривої.

Метод визначення характеристик опору втомі, заснований на отриманні експериментальних кривих втоми, дозволяє одержати найбільш достовірні дані щодо величини граничних змінних напружень з урахуванням впливу основних факторів, які визначають опір втомі зварних з'єднань. Однак для отримання таких даних необхідно випробувати велику кількість зразків, чим обумовлюються тривалість та висока трудомісткість експериментальних методів.

Скорочення термінів та трудомісткості робіт шляхом мінімізації кількості випробовуваних зразків і переходу на розрахункові та експериментально-розрахункові методи отримання характеристик опору втомі [216] являє собою важливий та актуальний напрямок досліджень.

### 6.1 Експериментальне встановлення закономірностей розподілу залишкових зварювальних напружень в пластинах з алюмінієвого сплаву AA2219 зі стиковим швом, виконаним АДЗНЕ

Дослідження [217, 218] показали, що залишкові напруження, зокрема і зумовлені зварюванням, призводять до падіння показників втомної міцності за наявності в зразку концентратора напружень у вигляді штучно створеного гострого надрізу. А в роботі [219] було встановлено, що і при наявності концентратора, обумовленого природньою формою стикового зварного шва, залишкові зварювальні напруження (ЗЗН) також виявляють свою дію. Тому визначення рівня, направленості та особливостей розподілу ЗЗН є важливим для прогнозування характеристик опору втомі зварних вузлів.

Дослідження проводилися на стиковому зварному з'єднанні сплаву AA2219 товщиною 2 мм, виконаного АДЗНЕ дротом Св2319 з попереднім підігрівом (рис. 6.1).

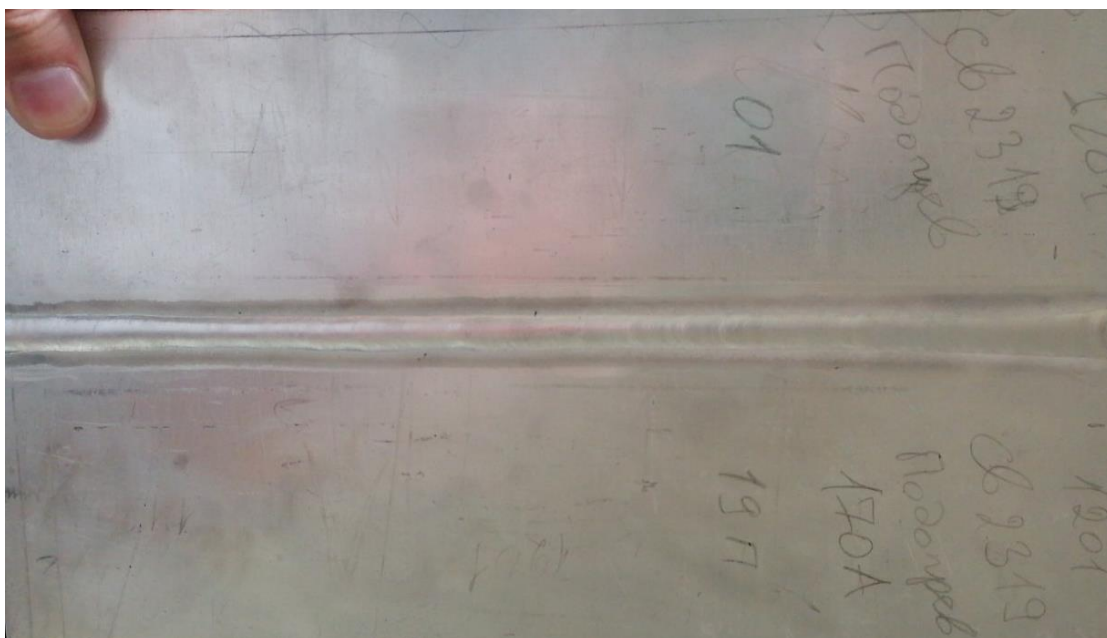


Рис. 6.1. Досліджувана пластина зі сплаву AA2219 товщиною 2 мм зі стиковим зварним швом.

Механізм утворення залишкових напружень при нерівномірному нагріві можна продемонструвати на спрощеній моделі, яка складається з трьох

однакових стрижнів довжиною  $l$  та площею поперечного перерізу  $F$  з одного матеріалу, з'єднаних між собою двома абсолютно жорсткими рухомими плитами [20] (рис. 6.2, а). Таким чином, у будь-який момент часу довжина всіх трьох стрижнів лишається однакою. Якщо температуру середнього стрижня збільшити на величину  $\Delta T$ , то за відсутності зв'язків з крайніми стрижнями він би отримав видовження [220]

$$\Delta l_M = \alpha \Delta T l. \quad (6.1)$$

де  $\alpha$  – коефіцієнт лінійного температурного розширення матеріалу стрижнів.

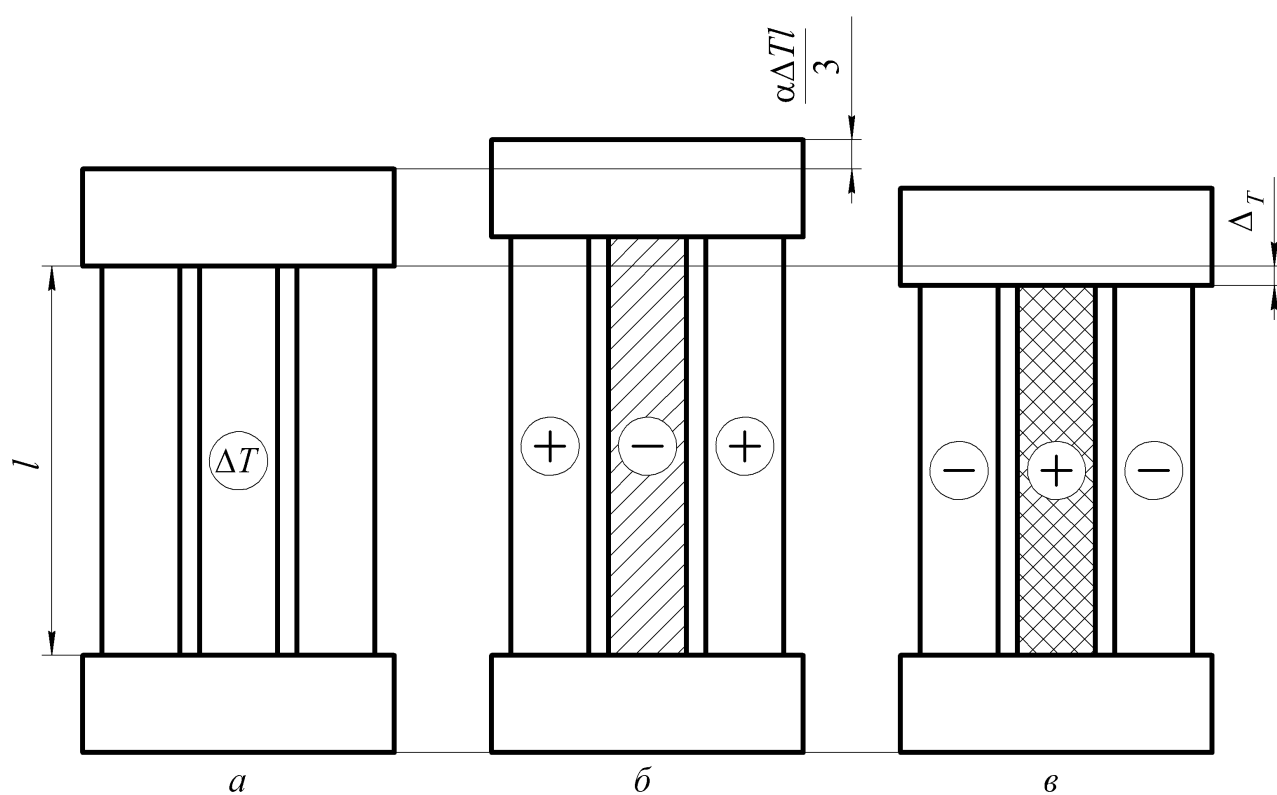


Рис. 6.2. Температурні деформації системи з трьох стрижнів між двома абсолютно жорсткими рухомими плитами.

Однак крайні стрижні, температура яких лишається незмінною, перешкоджають вільному видовженню середнього стрижня, внаслідок чого в ньому виникають напруження стиску, в той час як самі вони зазнають розтягу. В результаті система з трьох зв'язаних стрижнів отримує втричі менше видовження (рис. 6.2, б)

$$\Delta l_{\Sigma} = \frac{\alpha \Delta T l}{3}. \quad (6.2)$$

Якщо напруження стиску в середньому стрижні нижчі границі текучості матеріалу  $\sigma_T$ , то процес деформування протікає пружно і після його вистигання вся стрижні повернуться до своїх початкових розмірів, а залишкові напруження не виникнуть. Після досягнення стискальними напруженнями рівня границі текучості подальше підвищення температури викликає в середньому стрижні розвиток пластичних деформацій стиску (вкорочення). Оскільки пластичні деформації є незворотними, то по мірі вистигання середній стрижень буде намагатися зменшити свою довжину не до початкової, а до меншої на величину пластичної деформації вкорочення, яка мала місце в момент максимального нагріву. Однак бокові стрижні, які весь час деформувалися пружно і не змінили своєї початкової довжини, будуть протидіяти вкороченню середнього стрижня. Тому в них після повного вистигання виникнуть залишкові напруження стиску, а в середньому стрижні – розтягу. В результаті вся конструкція все ж вкоротиться на деяку величину термічної усадки  $\Delta_T$ , меншу за пластичну деформацію вкорочення середнього стрижня при нагріванні (рис. 6.2, в).

Незалежно від характеру розподілу залишкові напруження у будь-якому поперечному перерізі твердого тіла завжди врівноважуються як по сумі сил, так і по сумі моментів [18]. Наприклад, сила стиску в середньому стрижні

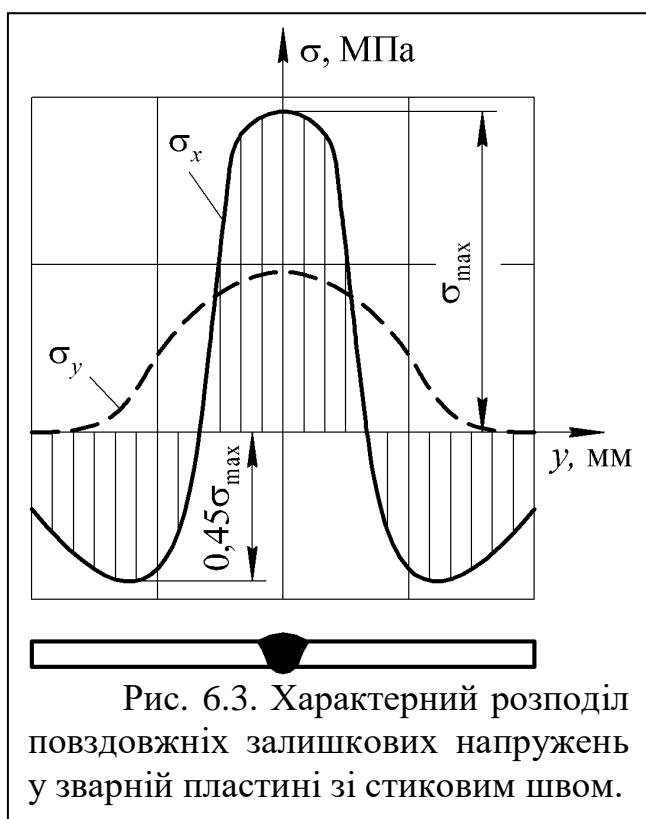
$$P_M = -\frac{2}{3} \alpha \Delta T E F$$

врівноважується двома однаковими силами розтягу в крайніх стрижнях

$$P_S = \frac{1}{3} \alpha \Delta T E F .$$

Таким чином, залишкові напруження  $\sigma_x$ , які діють вздовж шва, мають врівноважуватись у поперечних перерізах пластини перпендикулярних до нього, тобто площа частин епюри цих напружень в зоні розтягу має бути рівною площі частин цієї ж епюри в зоні стиску (суцільна лінія на рис. 6.3).

При дуговому зварюванні стикових швів у досить довгих та відносно



вузьких пластинах тільки залишкові напруження  $\sigma_x$  можуть досягати значень сумірних з границею текучості матеріалу і залишковий напружений стан в них можна вважати одновісним. В достатньо широких пластинах також і поперечні залишкові напруження  $\sigma_y$  (рис. 6.4) досягають значних величин, дещо менших, але сумірних з напруженнями  $\sigma_x$ . Вони також взаємобалансуються, але в перерізах, паралельних шву [179], тому можуть бути як розтягувальними, так і

стискальними.

Обидві компоненти залишкових напружень досягають максимальних значень в околі зварного шва в середній частині пластини. При віддаленні від осі шва залишкові напруження зменшуються:  $\sigma_x$  з області розтягу переходять в область стиску (див. рис. 6.3), а  $\sigma_y$  є розтягувальними по всьому перерізу поперек шва і спадають до нульових значень на кромках пластини, паралельних шву [7] (штрихова лінія на рис. 6.3).

Залишкові напруження в напрямку товщини пластини  $\sigma_z$  у стикових зварних з'єднаннях, виконаних дуговими способами зварювання, є незначними [7, 221].

На сьогоднішній день існують різноманітні способи експериментального визначення залишкових напружень у зварних конструкціях [222]. Серед неруйнівних методів визначення напружень значного поширення набув ультразвуковий метод, що базується на ефекті акустопружності твердих тіл, який полягає у залежності швидкості розповсюдження акустичних хвиль в тілі

від рівня пружних напружень, діючих в ньому [223, 224]. При цьому визначаються усереднені за товщиною напруження, а їх розподіл в напрямку товщини залишається невідомим. Однак дослідження [24] показали, що залишкові напруження навіть у тонколистових стикових зварних з'єднаннях досить нерівномірно розподілені за товщиною досліджуваних зразків. Тому визначення залишкових напружень на поверхні пластин зі стиковим швом було запропоновано здійснювати на основі використання акустичних коливань, зокрема, підповерхневих акустичних хвиль [225].

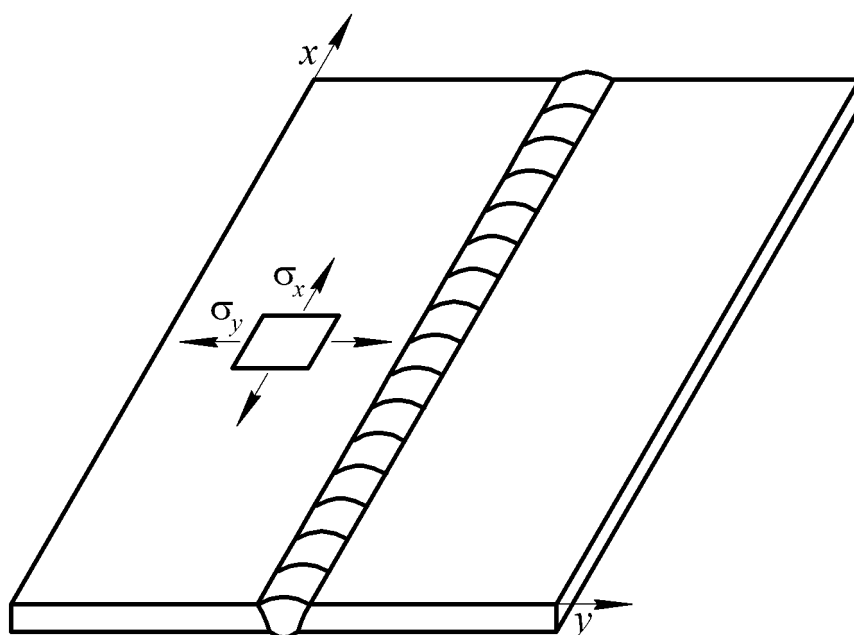


Рис. 6.4. Напрямки дії залишкових напружень на елементарній площадці широкої пластини зі стиковим зварним швом.

Проблема при застосуванні акустичного методу пов'язана з тим, що акустичний перетворювач має бути закріплений на пласкій поверхні. Через те, що давач має квадратну форму з розмірами  $7 \times 7$  мм, напруження можна виміряти на відстані не ближче ніж 3,5 мм від лінії сплавлення МШ з ОМ. Тому в роботі [177] для вимірювання залишкових напружень у безпосередній близькості до лінії сплавлення використовували руйнівний метод тензометрії, який полягає у розвантаженні пружних напружень шляхом розрізання досліджуваного зразка [226] (рис. 6.5).

Однак тензометричні датчики також прикріплюються до плоскої поверхні пластини за допомогою клею, і тому максимально можлива близькість до лінії сплавлення обмежується їх розмірами. Для вимірювання поздовжніх залишкових напружень зазвичай використовують датчики 2ПКП шириною 4 мм (рис. 6.6, а), які дозволяють визначати ці напруження не ближче ніж за 2 мм від лінії сплавлення. Для вимірювання поперечних напружень використовують найкоротші датчики КФ-5П довжиною 8 мм (рис. 6.6, б), тому ці напруження можна визначити не ближче ніж за 4 мм від лінії сплавлення.

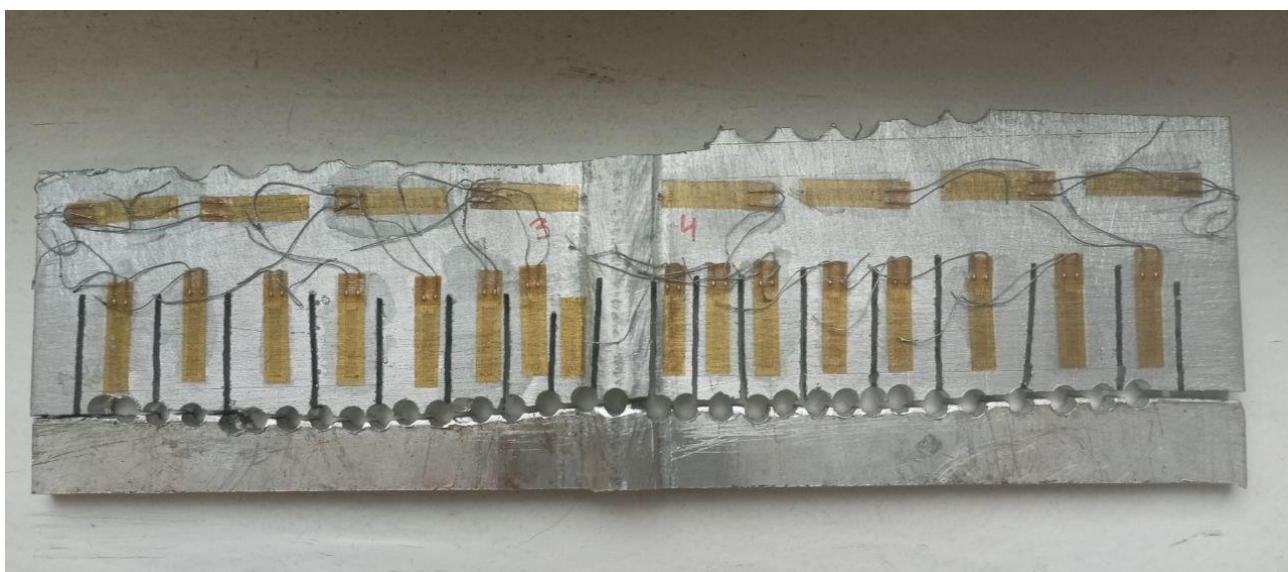


Рис. 6.5. Частина пластини з алюмінієвого сплаву АМг6 зі стиковим швом після вимірювання в ній залишкових напружень методом тензометрії.

Вимірювання деформацій в околі просвердленого отвору здійснюють за допомогою подібних тензометричних датчиків при використанні частково руйнівного методу зондувального отвору [227]. Складнощі, пов'язані з наклеюванням датчиків вдалося подолати шляхом використання одного з нових безконтактних методів лазерної інтерферометрії – електронної спекл-інтерферометрії [228]. Цей метод є практично не чутливим до точного розміщення ненаскрізного отвору, який використовується для пружного розвантаження залишкових напружень, та його розмірів. Отвір можна зробити у будь-якій точці ділянки, підсвіченої лазерним променем, зокрема на самому шві (рис. 6.7, а) або на лінії сплавлення МШ з ОМ (рис. 6.7, б). При цьому

відбиті світлові хвилі до та після висвердлювання отвору за допомогою CCD-камери записуються в пам'ять комп'ютера.

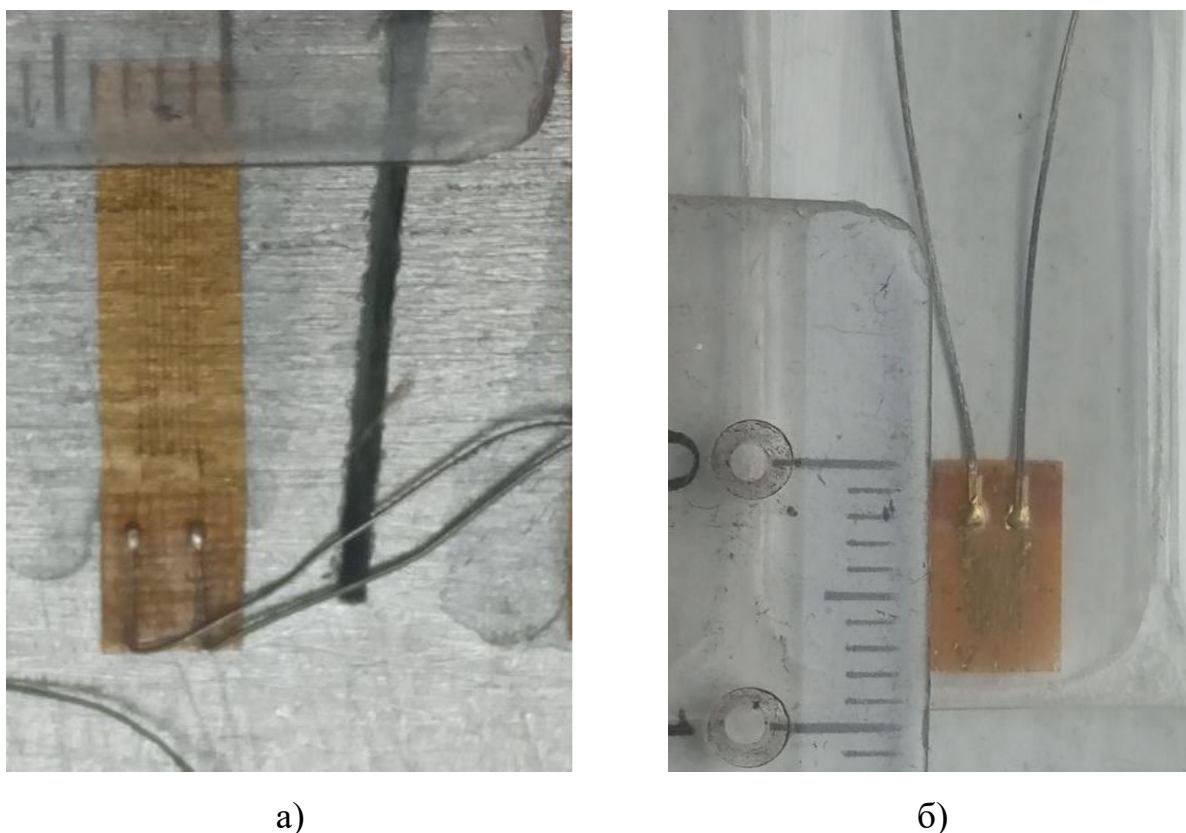


Рис. 6.6. Тензометричні давачі: а) – 2ПКП; б) – КФ-5П.

Після комп'ютерної обробки цих двох світлових хвиль на моніторі спостерігається інтерференційна картина смуг в околі отвору, яка містить інформацію щодо величини залишкових напружень у контрольованій точці досліджуваного зразка [229]. Подальше обчислення залишкових напружень проводиться за допомогою залежностей, отриманих за результатами моделювання напружено-деформованого стану за допомогою МСЕ [230].

Вимірювання залишкових напружень у досліджуваній пластині проводили методом електронної спекл-інтерферометрії в напрямку поперек шва, починаючи від вершини лицьового підсилення, на її лицьовій (рис. 6.8, а) та кореневій (рис. 6.8, б) сторонах.

Ширина зони, в якій здійснювали контроль напружень, визначалася положенням точок, у яких їх поперечна складова  $\sigma_y$  зменшувалась до нуля. В

результаті при ширині пластини 155 мм ширина контрольованої зони на її лицьовій стороні склала приблизно 79 мм. Кількість контрольних точок визначалася безпосередньо в процесі вимірювань в залежності від очікуваного градієнта залишкових напружень. В результаті максимальна кількість точок вимірювань по один бік від шва склала 7 (див. рис. 6.8).

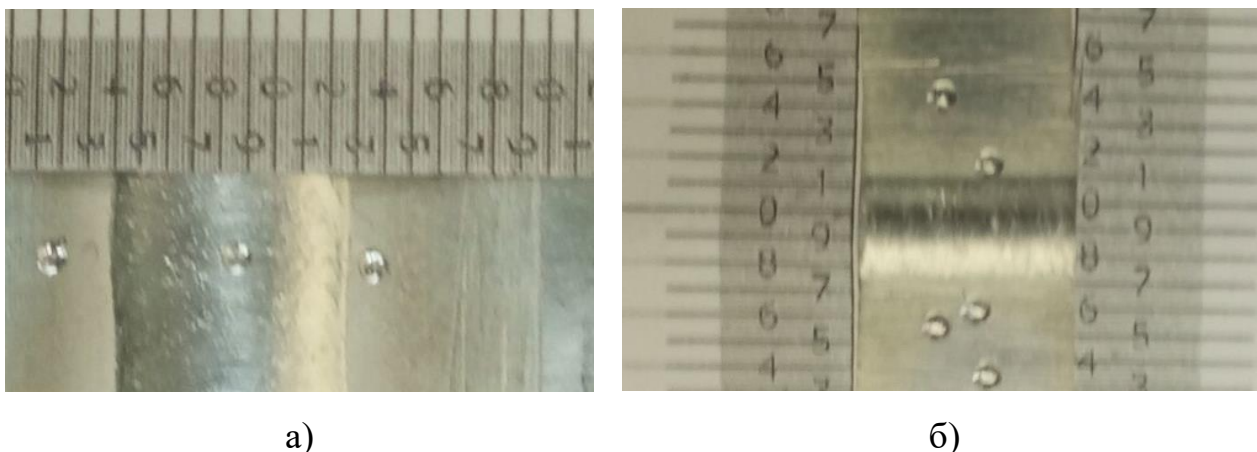


Рис. 6.7. Отвори діаметром та глибиною 1 мм в досліджуваній пластині після вимірювання залишкових напружень методом електронної спекл-інтерферометрії: а) – в МШ на лицьовій стороні; б) – в зоні сплавлення кореня шва з ОМ.

Після комп'ютерної обробки цих двох світлових хвиль на моніторі спостерігається інтерференційна картина смуг в околі отвору, яка містить інформацію щодо величини залишкових напружень у контрольованій точці досліджуваного зразка [229]. Подальше обчислення залишкових напружень проводиться за допомогою залежностей, отриманих за результатами моделювання напружено-деформованого стану за допомогою МСЕ [230].

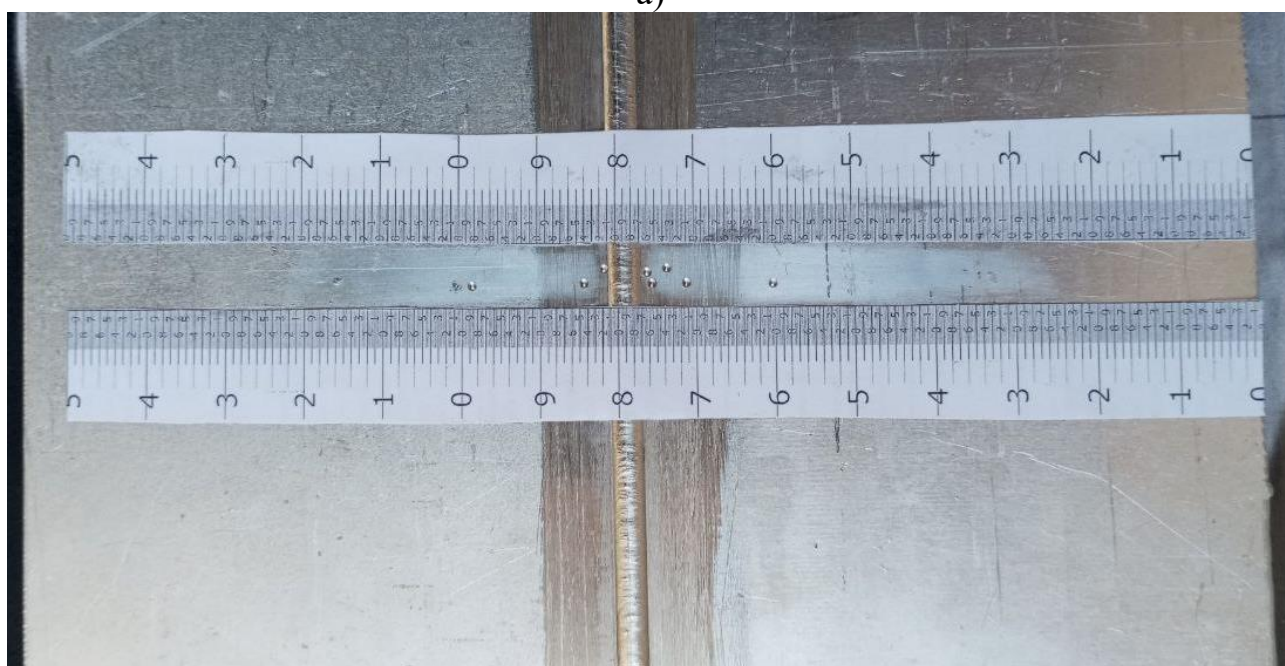
Вимірювання залишкових напружень у досліджуваній пластині проводили методом електронної спекл-інтерферометрії в напрямку поперек шва, починаючи від вершини лицьового підсилення, на її лицьовій (рис. 6.8, а) та кореневій (рис. 6.8, б) сторонах.

Проведені вимірювання показали, що на лицьовій стороні пластини як поздовжні  $\sigma_x$ , так і поперечні  $\sigma_y$  залишкові напруження досягають своїх максимальних значень, 276 та 119 МПа відповідно, на деякому віддаленні ( $\approx 3,1$

мм) від лінії сплавлення МШ з ОМ, а в центральній частині шва мають незначну величину (рис. 6.9).



а)



б)

Рис. 6.8. Розташування точок контролю залишкових напружень на досліджуваній пластині: а) – на лицьовій стороні; б) – на кореневій стороні.

Подібний характер розподілу повздовжніх залишкових напружень спостерігався у стикових з'єднаннях пластин з низьковуглецевих сталей та

алюмінієвих сплавів, виконаних ручним та автоматичним дуговим зварюванням [19, 231, 232].

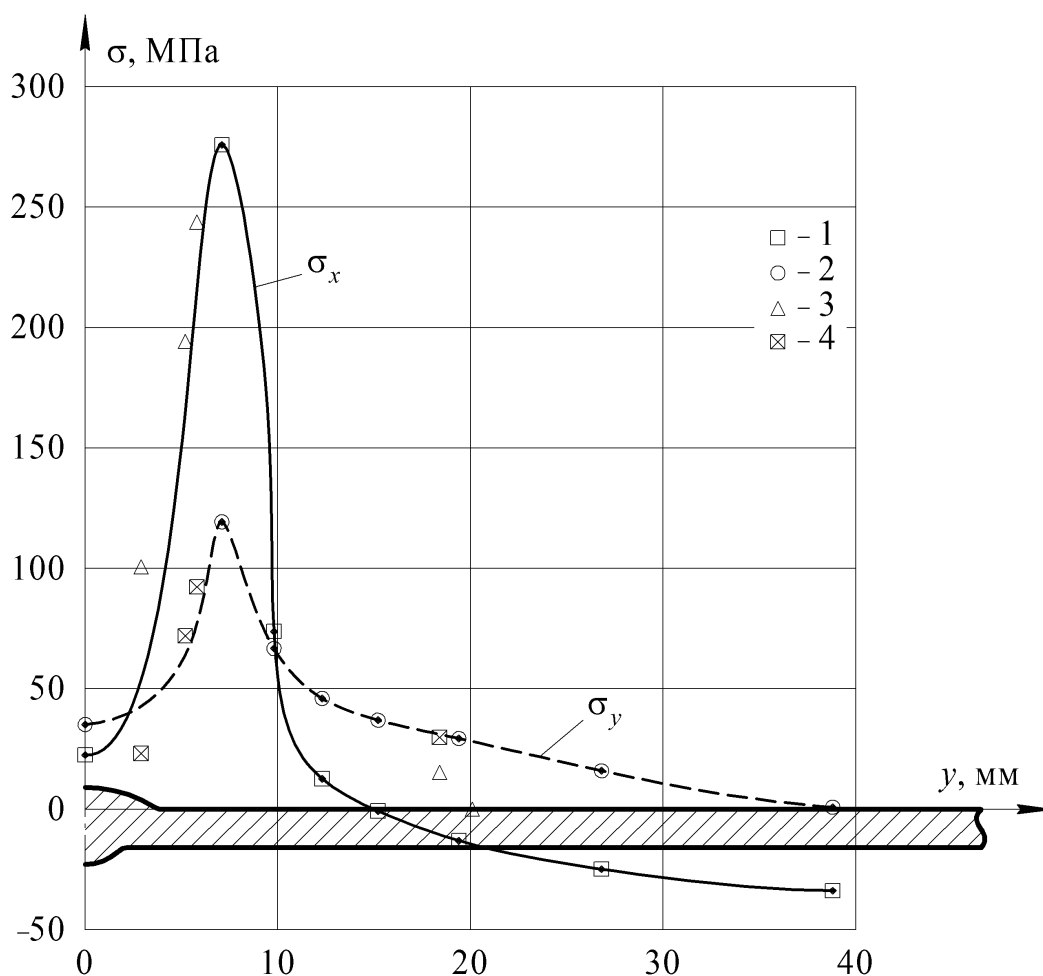


Рис. 6.9. Епюри розподілу повздовжніх (суцільна лінія) та поперечних (штрихова лінія) залишкових зварювальних напружень в центральній частині на лицьовій стороні досліджуваної пластини зі сплаву AA2219 та експериментально встановлені в окремих точках величини повздовжніх (1) та поперечних (2) напружень на лицьовій стороні пластини, а також повздовжніх (3) та поперечних (4) напружень на її кореневій стороні.

З аналізу отриманих результатів видно, що експериментальні точки, отримані в результаті вимірювань напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  на кореневій стороні пластини, мають незначне відхилення від епюр, побудованих за результатами вимірювань відповідних напружень на її лицьовій стороні. Тому можна наближено вважати, що епюри розподілу напружень  $\sigma_x$  та  $\sigma_y$  на кореневій стороні пластини мають такий самий вигляд, як і на її лицьовій стороні.

## 6.2 Розрахунки теоретичних коефіцієнтів концентрації напружень у випробувальних зразках та визначення залишкових напружень у небезпечних точках

З досліджуваної пластини було вирізано 7 зразків у формі лопаток (рис. 6.10), розглянувши знімки поперечного перерізу яких, можемо побачити, що осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва не співпадають, а є паралельно зміщеними одна від іншої (рис. 6.11), що відповідає ідеалізованій геометричній моделі, зображеній на рис. 4.9.



Рис. 6.10. Зовнішній вигляд зразків для статичних та циклічних випробувань.

Для чотирьох зразків перед випробуваннями на втому були проведені вимірювання геометричних розмірів конструктивних елементів шва, а також розраховані параметри глибини дії концентраторів на лицьовій  $a_0$  та кореневій  $b_0$  сторонах з'єднання за формулами (2.46) та (4.23) відповідно. Для встановлення максимального значення ККН вимірювання геометричних

параметрів профілю та відповідні розрахунки для кожного зі зразків проводилися з двох сторін (табл. 6.1). Три інші зразки були використані для визначення механічних характеристик зварних з'єднань при статичних випробуваннях на осьовий розтяг.



Рис. 6.11. Поперечний переріз зразка №1-1.

За результатами розрахунків було встановлено, що для всіх зразків  $a_0 < \delta/2$  та  $b_0 < \delta/2$ , тому епюри напружень в околі концентраторів на лицьовій та кореневій сторонах будуватимемо згідно з залежностями (3.46) та (4.86) відповідно.

Таблиця 6.1.

**Геометричні розміри конструктивних елементів швів та концентраторів напружень у досліджуваних зразках**

| № зразка         | 1-3  |      | 1-4  |      | 1-6  |      | 1-7  |      |
|------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|
|                  | 1    | 2    | 1    | 2    | 1    | 2    | 1    | 2    |
| $\delta$ , мм    | 1,81 |      | 1,80 |      | 1,83 |      | 1,82 |      |
| $r_f^{(l)}$ , мм | 1,06 | 1,00 | 0,48 | 0,8  | 1,73 | 0,6  | 1,06 | 0,89 |
| $r_f^{(r)}$ , мм | 0,54 | 2,00 | 0,92 | 0,98 | 1,66 | 0,7  | 1,23 | 1,04 |
| $r_r^{(l)}$ , мм | 0,26 | 0,7  | 0,27 | 0,37 | 0,75 | 0,56 | 0,43 | 0,81 |
| $r_r^{(r)}$ , мм | 0,84 | 0,42 | 1,12 | 0,69 | 0,83 | 0,35 | 0,48 | 0,67 |
| $g_f$ , мм       | 8,23 | 8,67 | 8,7  | 9,26 | 8,98 | 8,57 | 9,17 | 8,77 |

## Продовження таблиці 6.1

|                  |        |       |       |        |       |       |       |       |
|------------------|--------|-------|-------|--------|-------|-------|-------|-------|
| $g_r$ , мм       | 4,6    | 4,84  | 4,84  | 4,8    | 4,92  | 4,72  | 4,40  | 4,83  |
| $h_f$ , мм       | 1,18   | 1,08  | 1,0   | 0,88   | 1,16  | 1,19  | 1,01  | 1,13  |
| $h_r$ , мм       | 0,8    | 0,86  | 0,72  | 0,74   | 0,76  | 0,79  | 0,72  | 0,79  |
| $R_f^{(l)}$ , мм | 6,7    | 8,24  | 9,48  | 11,82  | 7,54  | 7,71  | 9,852 | 8,183 |
| $R_f^{(r)}$ , мм | 7,225  | 7,24  | 9,04  | 7,24   | 7,61  | 7,61  | 9,682 | 8,033 |
| $R_r^{(l)}$ , мм | 3,45   | 3,13  | 4,16  | 3,892  | 3,61  | 3,36  | 3,291 | 3,276 |
| $R_r^{(r)}$ , мм | 2,87   | 3,41  | 3,307 | 3,415  | 3,53  | 3,57  | 3,241 | 3,416 |
| $a_0^{(l)}$ , мм | 0,826  | 0,684 | 0,304 | 0,4225 | –     | 0,454 | 0,645 | 0,628 |
| $a_0^{(r)}$ , мм | 0,421  | –     | 0,583 | –      | –     | 0,53  | 0,748 | 0,734 |
| $b_0^{(l)}$ , мм | 0,2416 | 0,663 | 0,218 | 0,308  | 0,626 | 0,503 | 0,378 | 0,712 |
| $b_0^{(r)}$ , мм | 0,78   | 0,398 | 0,90  | 0,398  | 0,693 | 0,314 | 0,422 | 0,632 |
| $e_v$ , мм       | 0,74   | 0,39  | 0,32  | 0,15   | 0,34  | 0,32  | 0,72  | 0,65  |

Примітка 1. Оскільки радіуси переходу від МШ до ОМ, радіуси опуклих частин підсилення та кореня шва і, як наслідок, параметри глибини дії концентраторів зліва та справа відрізняються, для того щоб їх відрізнити були введені верхні індекси «*l*» та «*r*».

Примітка 2. Оскільки ККН на лицьовій стороні з'єднання передусім залежить від радіуса дуги переходу від шва до ОМ, то для радіусів, які в межах одного зразка у два чи більше разів перевищували мінімальне значення, розрахунок параметру  $a_0$  не проводили.

Як було зазначено у підрозділі 1.1, в поєднанні з геометричним концентратором напружень найбільше пошкодження викликають залишкові напруження того напрямку, який співпадає з напрямком дії напружень від зовнішнього навантаження, тому в розглядуваному випадку такими напруженнями є  $\sigma_y$ .

Результати розрахунків ККН у зразку №1-3 показали, що його величина досягає максимального значення на ближній до осі симетрії лицьового підсилення лінії сплавлення кореня шва з ОМ на стороні “2” і складає 2,43.

З фізичної точки зору розрізання пластини поперек шва призведе до часткового розвантаження залишкових напружень, направлених вздовж шва, тобто  $\sigma_x$  в розглядуваному випадку. А от напруження  $\sigma_y$  мають залишатися незмінними внаслідок такого розрізання, що підтверджується експериментально (рис. 6.12, а).

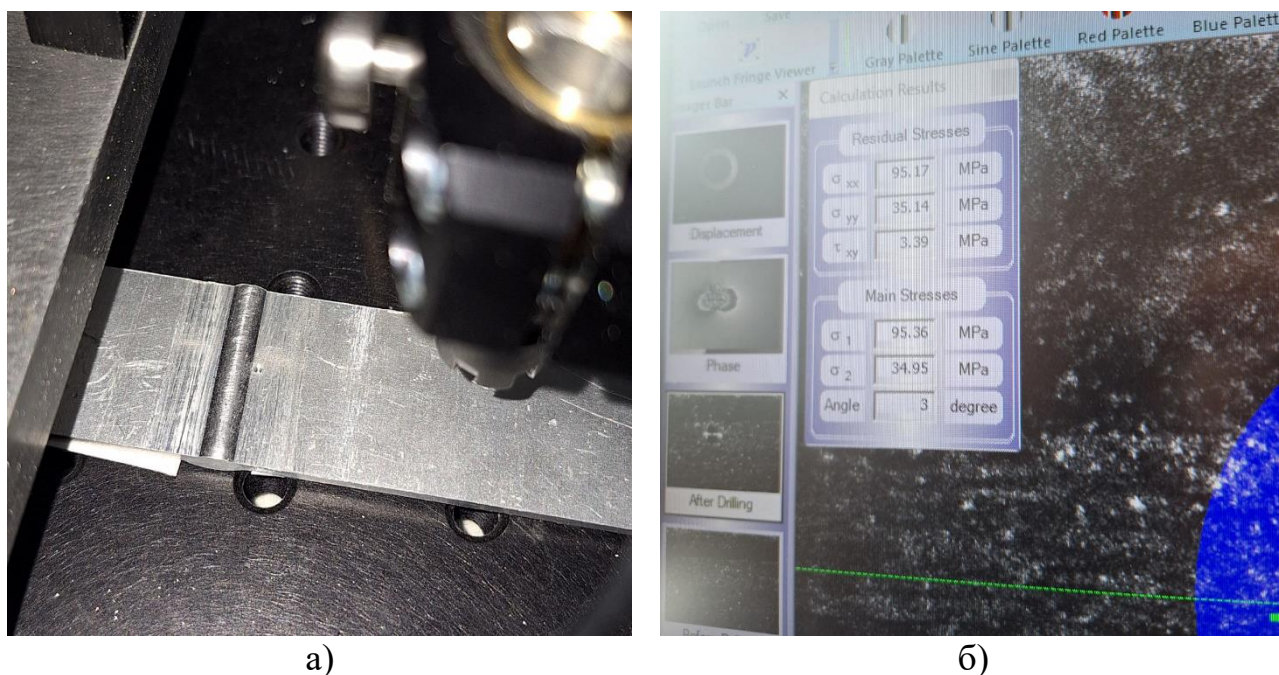


Рис. 6.12. Вимірювання залишкових напружень в околі зони переходу від кореня шва до ОМ методом електронної спекл-інтерферометрії: а) – процес вимірювання; б) – обробка вхідних даних та результати розрахунків.

Так шляхом перенесення епюри залишкових напружень  $\sigma_y$  до профілю зразка у відповідному масштабі було встановлено, що їх величина у небезпечній точці становить 38 МПа (рис. 6.13), а за результатами експериментальних вимірювань в деякому околі цієї точки це напруження склало приблизно 35 МПа (рис. 6.12, б).

Для зразка №1-4 максимальне значення ККН також спостерігається на ближній до осі симетрії лицьового підсилення лінії сплавлення кореня шва з ОМ, але на стороні “1”, і складає 2,29, а залишкове напруження відповідне цій точці становить 39 МПа (рис. 6.14).

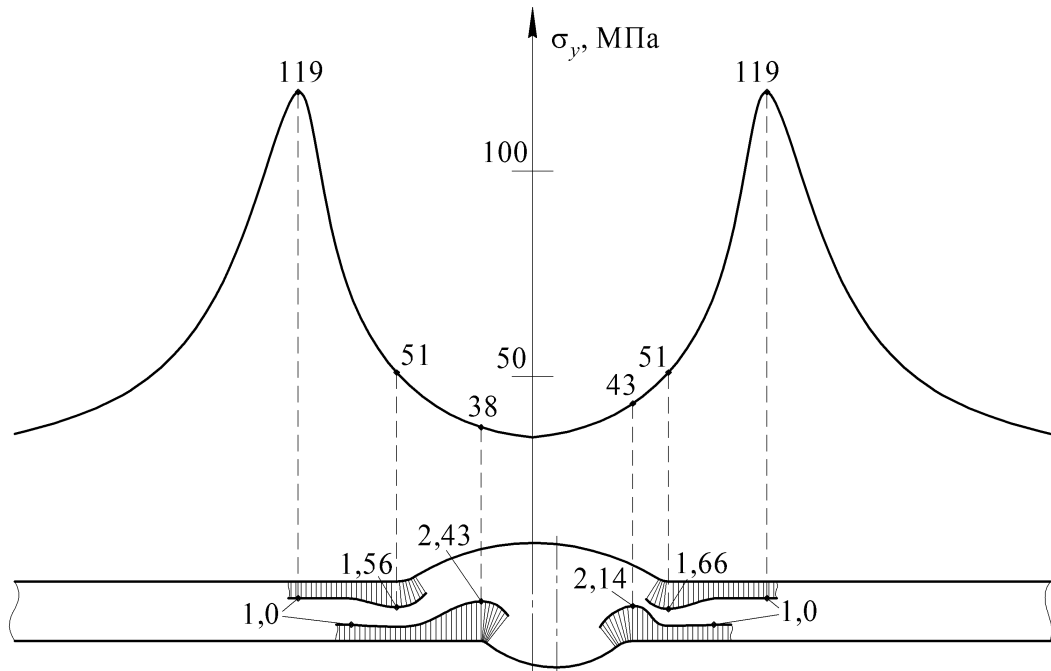


Рис. 6.13. Епюри зміни ККН та розподілу поперечних залишкових напружень у зразку №1-3.

І для зразка №1-7 загальна тенденція також зберігається – максимальне значення ККН спостерігається на ближній до осі симетрії лицьового підсилення лінії сплавлення кореня шва з ОМ на стороні “1” і складає 2,31, а залишкове напруження відповідне цій точці становить 38 МПа (рис. 6.16).

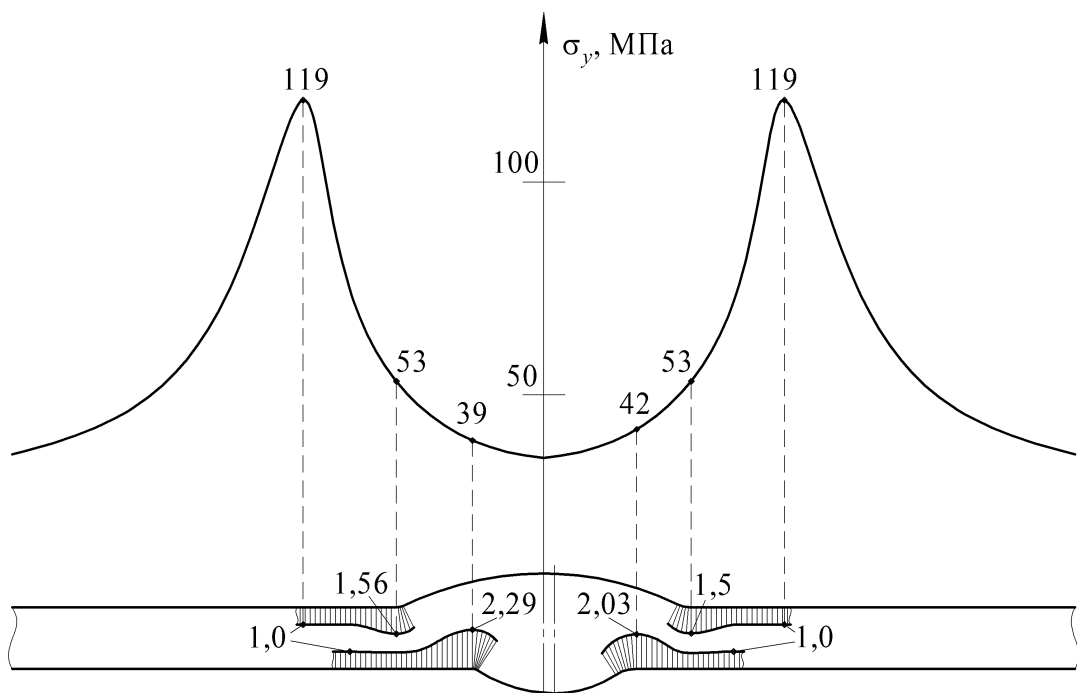


Рис. 6.14. Епюри зміни ККН та розподілу поперечних залишкових напружень у зразку №1-4.

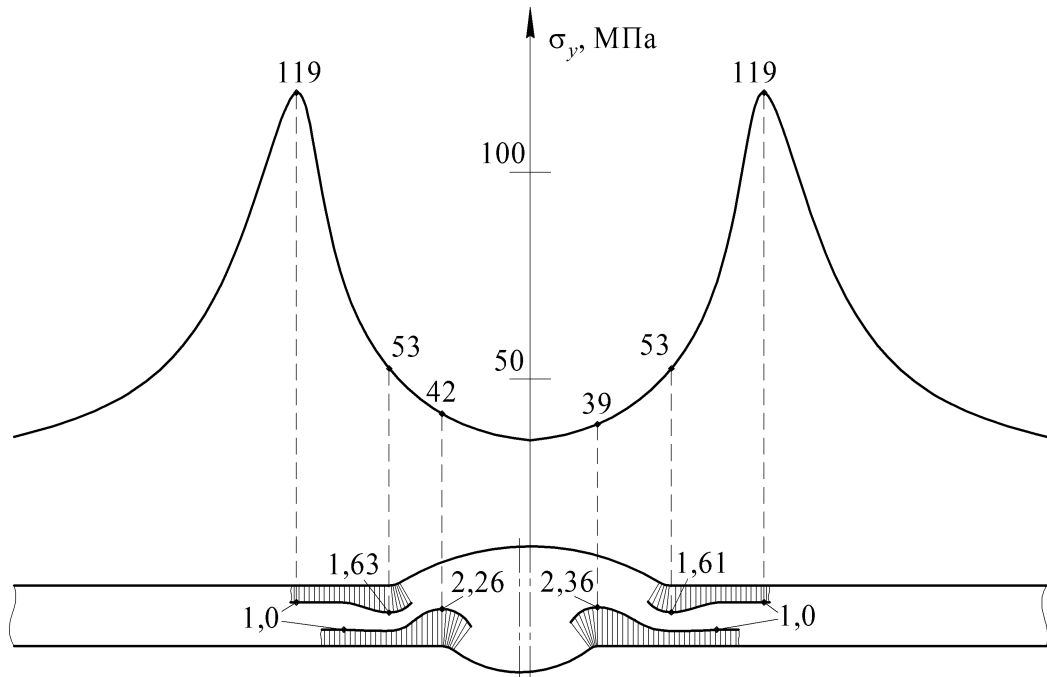


Рис. 6.15. Епюри зміни ККН та розподілу поперечних залишкових напружень у зразку №1-6.

Тут необхідно зауважити, що сторони з'єднання “1” або “2” вказують лише на порядок, в якому проводилися вимірювання геометричних параметрів шва, і зазначаються для того, щоб узгодити результати розрахунків з даними табл. 6.1.

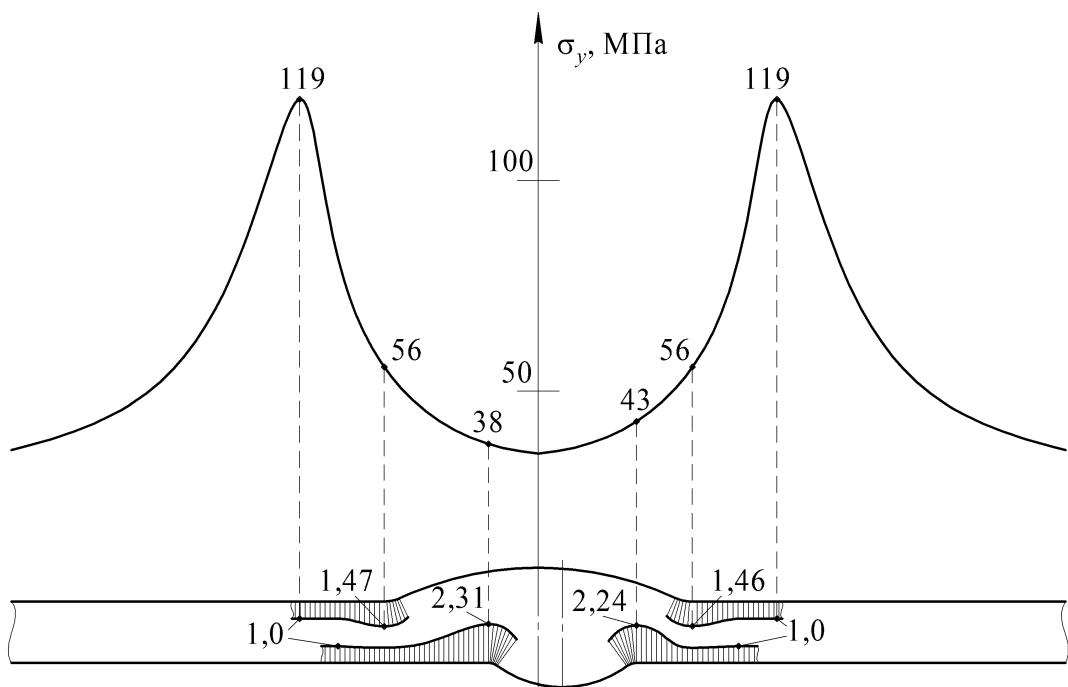


Рис. 6.16. Епюри зміни ККН та розподілу поперечних залишкових напружень у зразку №1-7.

### 6.3 Визначення характеристик циклу навантаження окремих зразків з урахуванням залишкових напружень та пластичних деформацій в зонах концентрації

Якщо наближено припустити, що під дією зовнішніх сил зміна залишкових напружень в зоні концентрації пропорційна ККН, то для ідеально пружно-пластичного матеріалу максимальне напруження циклу обмежене величиною границі текучості [32]

$$\sigma_{\max}^c = \sigma_Y, \quad (6.3)$$

а величина усталених залишкових напружень  $\sigma_{rest}^s$  співпадатиме з мінімальним напруженням циклу і визначатиметься за формулою

$$\sigma_{\min}^c = \sigma_{rest}^s = \sigma_Y - \alpha_\sigma \cdot \Delta\sigma, \quad (6.4)$$

де  $\Delta\sigma$  – розмах прикладених номінальних напружень, який дорівнює різниці максимального і мінімального номінальних напружень

$$\Delta\sigma = \sigma_{\max} - \sigma_{\min}. \quad (6.5)$$

Такі припущення у повній мірі справедливі для зварних з'єднань більшості конструкційних сталей в межах площадки текучості, в яких величина пластичної деформації в зонах концентрації зазвичай не перевищує 0,5...1,0 % при максимальних номінальних напруженнях на рівні 0,7...0,8  $\sigma_T$  [30, 233]. Однак відомо [234], що алюміній та сплави на його основі не мають площадки текучості. Крім того, зварні з'єднання сплаву AA2219, виконані АДЗНЕ, мають остаточне видовження при руйнуванні в межах 3...4 % [235], тому навіть незначні пластичні деформації в зоні концентратора можуть призвести до суттєвого деформаційного зміцнення матеріалу.

З огляду на вище викладене для точного визначення максимального та мінімального напруження циклу необхідно мати криву деформування досліджуваних зразків, тому зразки №№1-1, 1-2 та 1-5 були випробувані на осьовий статичний розтяг.

Випробування проводили на універсальному сервогідрравлічному випробувальному комплексі MTS 318.25 із записом кривої деформування в реальному часі через аналого-цифровий перетворювач (рис. 6.17).

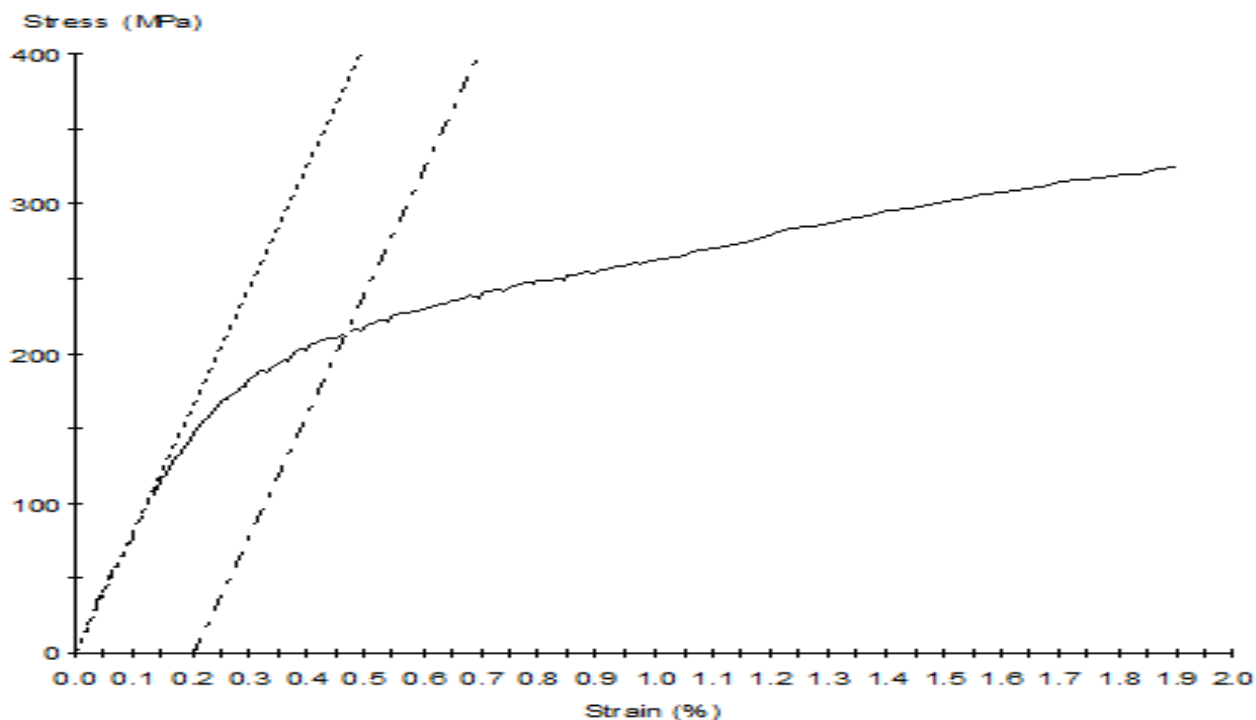


Рис. 6.17. Крива деформування зразка №1-1, знята з комп'ютера, інтегрованого у випробувальний комплекс MTS 318.25.

В процесі навантаження усіх трьох зразків пластичні деформації локалізувалися у вузькій зоні сплавлення МШ з ОМ без утворення видимої шийки, тому напруження в момент руйнування відповідало границі міцності зразка, яку визначала міцність цієї зони (рис. 6.18). За таких обставин умовна границя текучості, визначена з кривої деформування, характеризуватиме границю текучості зони сплавлення. За результатами випробувань були встановлені середні значення модуля пружності на рівні 81150 МПа, границі міцності – 324,2 МПа, умовної границі текучості – 213,1 МПа та відносного видовження – 1,9 %.

За відсутності залишкових напружень для визначення коефіцієнтів концентрації напружень та деформацій за межами пружності застосовують метод «ведучої функції», запропонований Г. Нойбером [236], та метод

еквівалентної густини енергії деформації (ESED), запропонований К. Молскі та Г. Глінкою [237].



Рис. 6.18. Зовнішній вигляд профілів досліджуваних зразків після випробувань на осьовий статичний розтяг.

Згідно з правилом Нойбера «середнє геометричне значення ККН та коефіцієнту концентрації деформацій (ККД) для залежності між напруженнями та деформаціями будь-якого вигляду дорівнює теоретичному (пружному) ККН»

$$\alpha_{\sigma p} \cdot \alpha_{\varepsilon p} = \alpha_{\sigma}^2, \quad (6.6)$$

де  $\alpha_{\sigma p}$  – коефіцієнт концентрації пружно-пластичних напружень та  $\alpha_{\varepsilon p}$  – коефіцієнт концентрації пружно-пластичних деформацій.

Також формулу (6.6) можна переписати у вигляді [46]

$$\sigma_k \cdot \varepsilon_k = \sigma_n \cdot \varepsilon_n \cdot \alpha_{\sigma}^2 = \frac{(\sigma_n \cdot \alpha_{\sigma})^2}{E}, \quad (6.7)$$

де  $\sigma_k$  та  $\varepsilon_k$  – відповідно максимальні пружно-пластичні напруження та деформація у концентраторі;  $\sigma_n$  та  $\varepsilon_n$  – відповідно номінальні напруження та деформація.

Метод ESED базується на припущенні про те, що розподіл енергії суттєво не змінюється, якщо локалізована пластичність в околі концентратора оточена переважно пружним матеріалом. Внаслідок впливу досить великого об'єму пружно деформованого матеріалу питома енергія деформації для випадку локальної текучості та повністю пружного деформування має бути практично однаковою. Таке припущення є досить обґрунтованим, оскільки великий об'єм пружно деформованого матеріалу, який оточує невеликий об'єм матеріалу, деформованого за межами пружності, визначає кількість енергії деформації, яку поглинає останній. Це означає, як для області локальної текучості, так і для цілком пружної області справедливе співвідношення

$$W_k = \alpha_\sigma^2 \cdot W_n, \quad (6.8)$$

де  $W_k$  – питома енергія деформації, викликані локальними напруженнями в концентраторі;  $W_n$  – питома енергія деформації, викликані номінальними напруженнями (рис. 6.19).

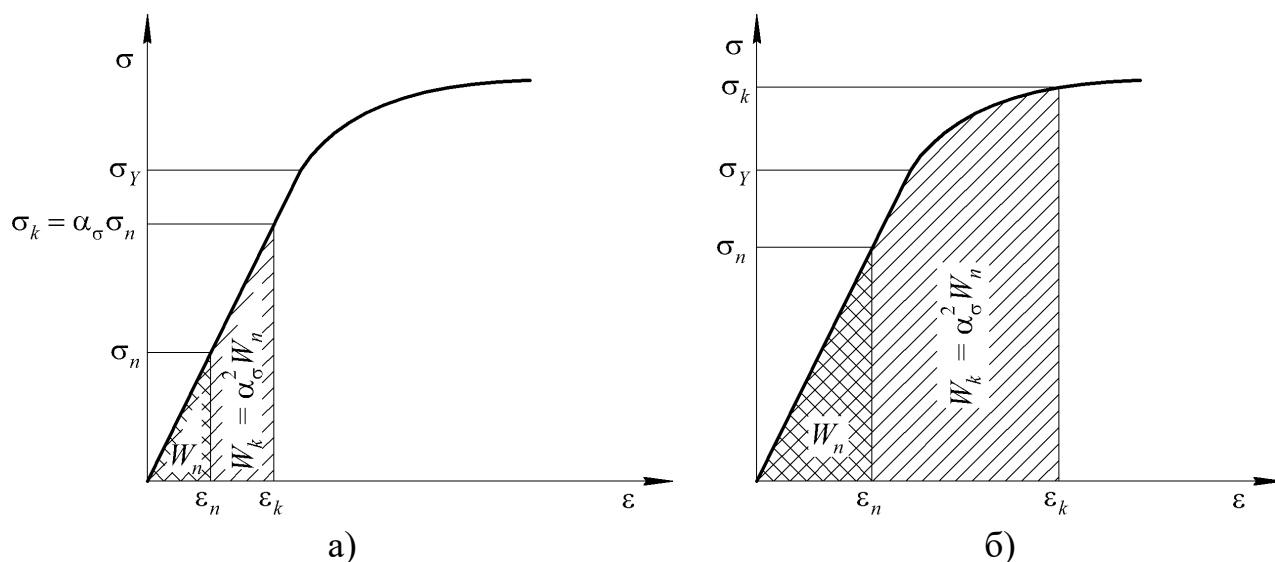


Рис. 6.19. Енергетична інтерпретація теоретичного ККН: а) – у пружній області; б) – у пружно-пластичній області.

Не зважаючи на те, що підхід Нойбера має стійку тенденцію до завищення значень локальних напружень за межами пружності [50, 197], спрощений пружно-пластичний аналіз за наявності локальних залишкових

напружень зазвичай заснований на різних модифікаціях формули (6.7), найпоширенішою з яких є формула Лоуренса [238]

$$\sigma_k \cdot \varepsilon_k = \frac{(\sigma_n \cdot \alpha_\sigma + \sigma_{rest})^2}{E}, \quad (6.9)$$

де  $\sigma_{rest}$  – вихідне залишкове напруження.

З огляду на вище викладене для підвищення точності розрахунку локальних напружень у зонах концентраторів було удосконалено метод ESED та розповсюджено його на випадок наявності залишкових напружень.

Позначимо праву частину формули (6.8) через  $W_\alpha$ . Тоді якщо вважати, що разом із залишковим напруженням в концентраторі виникає пропорційна йому залишкова деформація (див. рис. 6.20, а)

$$\varepsilon_{rest} = \frac{\sigma_{rest}}{E}, \quad (6.10)$$

як це робилося у роботах Лоуренса, наприклад [239], то

$$W_{\alpha L} = \frac{(\sigma_n \cdot \alpha_\sigma + \sigma_{rest})^2}{2E}, \quad (6.11)$$

де  $W_{\alpha L}$  – величина  $W_\alpha$  за Лоуренсом.

Якщо розділити обидві частини формули (6.9) на 2, то побачимо, що праві частини формул (6.9) та (6.11) тотожно співпадають.

Однак, як було зазначено в розділі 1, ЗЗН у стикових зварних з'єднаннях виникають внаслідок неможливості розвитку деформацій в зоні нагріву, яка оточена холодним металом. Деформації виникають тільки при знятті ЗЗН шляхом порушення суцільності зварного виробу, на чому й базується описаний вище метод тензометрії, а також інші руйнівні методи визначення залишкових напружень [240].

Оскільки залишкова деформація відсутня (див. рис. 6.20, б), то в дійсності величина  $W_\alpha$  має визначатися за формулою

$$W_\alpha = \frac{\sigma_n^2 \cdot \alpha_\sigma^2 + 2\sigma_n \cdot \alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest}}{2E}. \quad (6.12)$$

Величина  $W_k$  являє собою площу між діаграмою деформування матеріалу та віссю деформацій і визначається в залежності від вигляду цієї діаграми [241]

$$W_k = \int_0^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon. \quad (6.13)$$

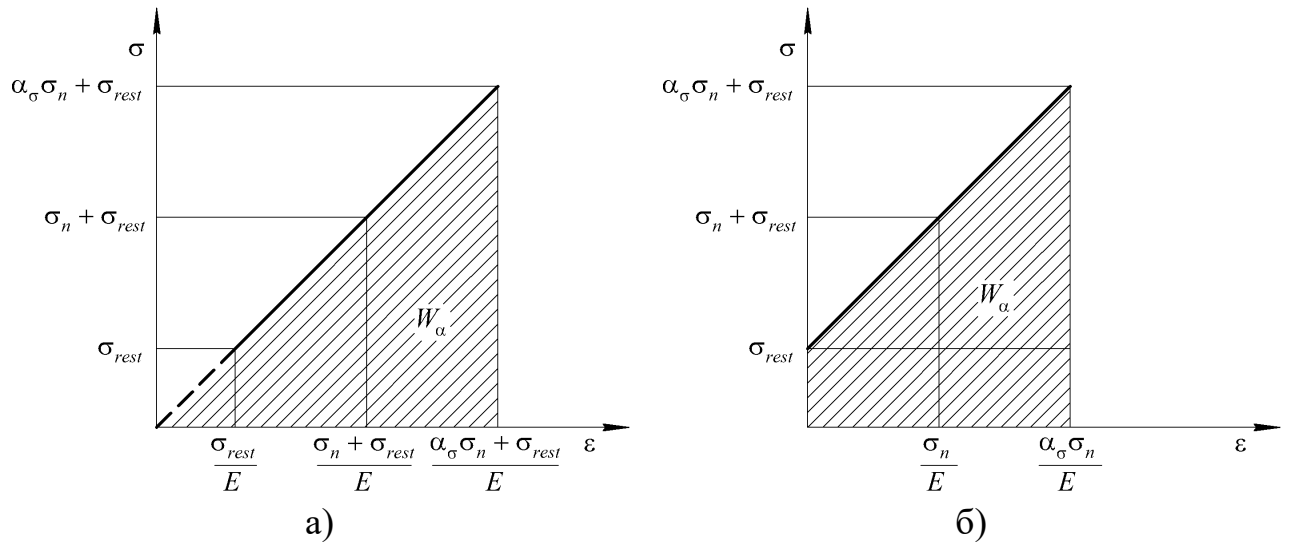


Рис. 6.20. Схема пружного деформування зразка з залишковими напруженнями: а) – за Лоуренсом; б) – за методикою, що пропонується.

Якщо використовувати схематизовану діаграму розтягу без площадки текучості та ступеневим зміцненням, то залежність між деформаціями та напруженнями за межами пружності матиме вигляд [242]

$$\sigma = \sigma_Y \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_Y} \right)^m, \quad (6.14)$$

де  $\varepsilon_Y$  – деформація, яка відповідає границі текучості;  $m$  – показник зміцнення.

Підставивши (6.14) та пружну частину в (6.13), вираз для визначення енергії пружно-пластичної деформації набуде вигляду

$$W_k = \int_0^{\varepsilon_Y} E \cdot \varepsilon d\varepsilon + \int_{\varepsilon_Y}^{\varepsilon} \frac{\sigma_Y}{\varepsilon_Y^m} \cdot \varepsilon^m d\varepsilon. \quad (6.15)$$

Після інтегрування та перетворень отримаємо

$$W_k = \frac{E \cdot \varepsilon_Y^2}{2} + \frac{1}{1+m} \frac{\sigma_Y}{\varepsilon_Y^m} \varepsilon^m \cdot \varepsilon - \frac{1}{1+m} \frac{\sigma_Y}{\varepsilon_Y^m} \varepsilon_Y^m \cdot \varepsilon_Y. \quad (6.16)$$

Виразимо з (6.14)

$$\varepsilon^m = \frac{\varepsilon_Y^m}{\sigma_Y} \sigma \text{ та } \varepsilon = \frac{\varepsilon_Y}{(\sigma_Y)^{\frac{1}{m}}} \sigma^{\frac{1}{m}}. \quad (6.17)$$

Підставляючи (6.17) у (6.16) та враховуючи, що  $\sigma_Y = E \cdot \varepsilon_Y$ , остаточно отримаємо

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{\sigma}{1+m} \frac{\sigma_Y}{E} \left( \frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{\frac{1}{m}} - \frac{1}{1+m} \frac{\sigma_Y^2}{E}. \quad (6.18)$$

Оскільки  $W_k = W_\alpha$ , то, підставивши в (6.18)  $\sigma = \sigma_k$  та прирівнявши праві частини (6.12) та (6.18), отримаємо

$$\sigma_k = (\sigma_Y)^{\frac{1-m}{1+m}} \left[ (1-m) \frac{\sigma_Y^2}{2} + (1+m) \left( \alpha_\sigma^2 \frac{\sigma_n^2}{2} + \alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_n \right) \right]^{\frac{m}{1+m}}. \quad (6.19)$$

Для визначення  $\sigma_k$  за формулою Лоуренса підставимо замість  $\varepsilon_k$  у формулі (6.9)  $\varepsilon$  з формули (6.17), тоді після перетворень отримаємо

$$\sigma_k = (\sigma_Y)^{\frac{1-m}{1+m}} \left( \alpha_\sigma \cdot \sigma_n + \sigma_{rest} \right)^{\frac{2m}{1+m}}. \quad (6.20)$$

Для порівняння результатів розрахунку величини максимального напруження в концентраторі за формулами (6.19) та (6.20) використаємо криву деформування в концентраторі стикового зварного з'єднання сталі А36 (рис. 6.21), взяту з роботи [46]. За даними цієї роботи теоретичний ККН на лінії сплавлення шва з ОМ становить  $\alpha_\sigma = 2,0$ , залишкове напруження в концентраторі складає  $\sigma_{rest} = 240$  МПа, циклічне навантаження відбувається за пульсуючим циклом ( $R_\sigma = 0$ ) з максимальним напруженням  $\sigma_n = 276$  МПа.

Апроксимуємо діаграму деформування за межами пружності ступеневою функцією типу (6.14) (штрихова лінія на рис. 6.21) та визначимо показник зміцнення  $m = 0,27$ .

Підставивши числові значення у формули (6.19) та (6.20), отримаємо максимальні напруження в концентраторі відповідно за удосконаленим методом ESED  $\sigma_k = 502$  МПа та за методом Лоуренса  $\sigma_k = 545,5$  МПа.

Як бачимо, формула Лоуренса дає завищені значення максимального напруження в концентраторі, зокрема в розглянутому прикладі воно перевищує величину, отриману за удосконаленим методом ESED, майже на 8,7 %, що при визначенні характеристик опору втомі є досить суттєвим.

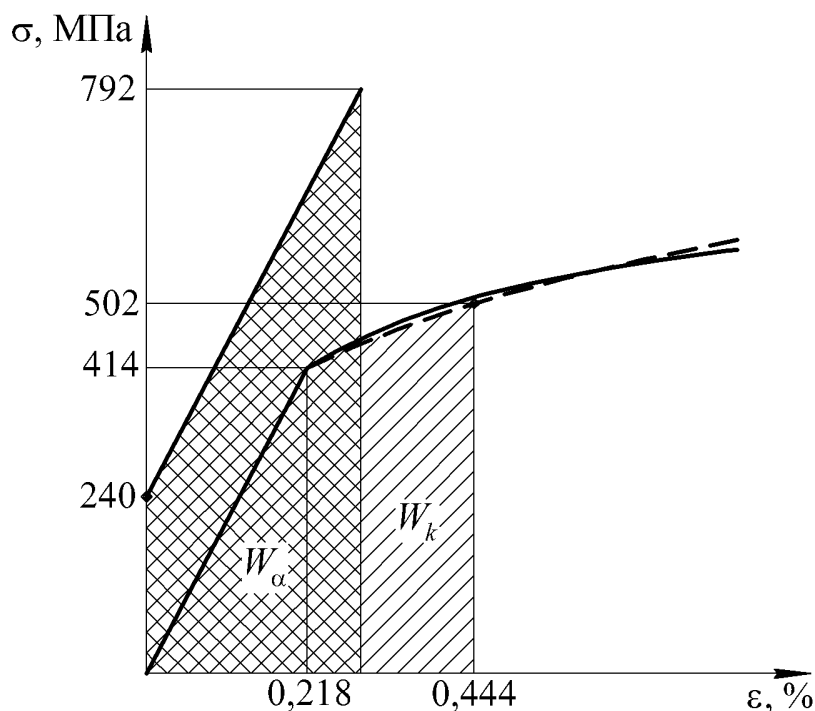


Рис. 6.21. Схема визначення енергії пружно-пластичної деформації за діаграмою деформування в концентраторі стикового зварного з'єднання сталі А36.

Якщо використовувати схематизовану діаграму розтягу у формі Рамберга-Осгуда [243], то залежність між деформаціями та напруженнями за межами пружності матиме вигляд

$$\sigma = K \cdot \varepsilon^n. \quad (6.21)$$

де  $K$  – ваговий коефіцієнт (МПа);  $n$  – показник зміцнення за деформацією.

Підставивши (6.21) та пружну частину в (6.13), після інтегрування та перетворень, аналогічних до попередніх, отримаємо формулу для визначення енергії пружно-пластичної деформації за діаграми у формі Рамберга-Осгуда

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{K}{1+n} \left( \frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1+n}{n}} - \frac{K}{1+n} \left( \frac{\sigma_Y}{E} \right)^{1+n}. \quad (6.22)$$

Прирівнявши праві частини (6.12) та (6.22), отримаємо максимальне напруження в концентраторі за діаграми виду (6.21)

$$\sigma_k = K \left[ \left( \frac{\sigma_Y}{E} \right)^{1+n} + \frac{1+n}{2K \cdot E} \left( \alpha_\sigma^2 \sigma_n^2 + 2\alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_n - \sigma_Y^2 \right) \right]^{\frac{n}{1+n}}. \quad (6.23)$$

Якщо використовувати схематизовану діаграму розтягу без площадки текучості та лінійним зміцненням [244] (рис. 6.22), то залежність між деформаціями та напруженнями за межами пружності матиме вигляд

$$\sigma = \sigma_Y + E_T (\varepsilon - \varepsilon_Y), \quad (6.24)$$

де  $E_T$  – модуль зміцнення.

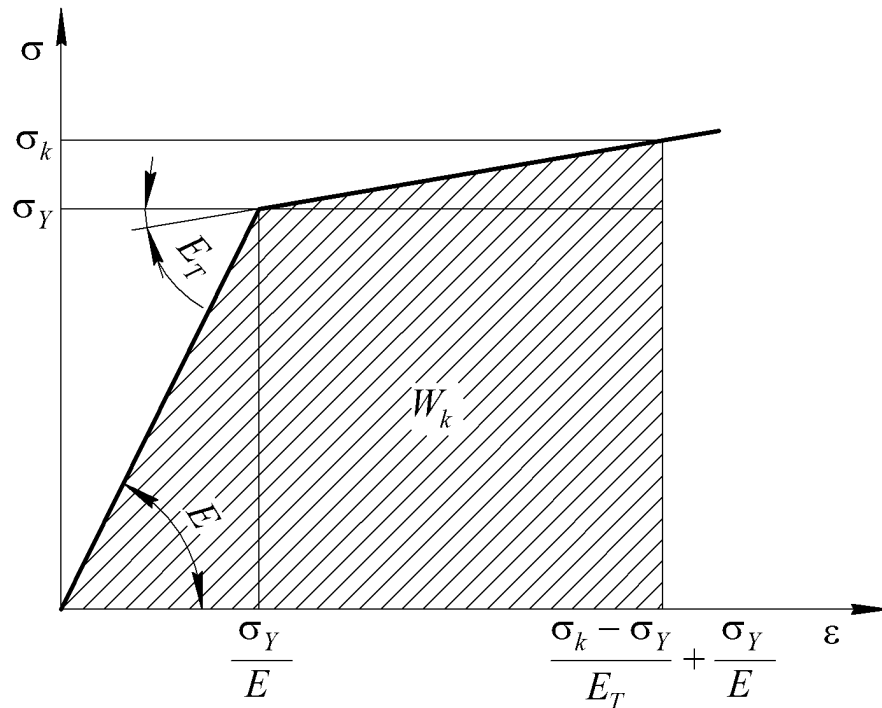


Рис. 6.22. Схема визначення енергії пружно-пластичної деформації за діаграмою без площадки текучості та лінійним зміцненням.

Підставивши (6.24) та пружну частину в (6.13), використовуючи попередню послідовність викладок, отримаємо формулу для визначення енергії пружно-пластичної деформації за діаграми з лінійним зміцненням

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{\sigma_k^2 - \sigma_Y^2}{2E_T}. \quad (6.25)$$

Прирівнявши (6.12) та (6.25), отримаємо величину діючого пружно-пластичного напруження

$$\sigma_k = \sqrt{\left(1 - \frac{E_T}{E}\right) \sigma_Y^2 + 2\alpha_\sigma^2 \cdot \sigma_n^2 \frac{E_T}{E} + 2\alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_n \frac{E_T}{E}}. \quad (6.26)$$

Якщо у формулу (6.26) замість  $\sigma_n$  підставити значення максимального напруження циклу без урахування концентрації

$$\sigma_{\max} = \frac{\Delta\sigma}{1 - R_\sigma}, \quad (6.27)$$

де  $R_\sigma$  – коефіцієнт асиметрії циклу навантажень, який визначається за формулою

$$R_\sigma = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}, \quad (6.28)$$

то визначена величина  $\sigma_k$  являтиме собою максимальне діюче напруження циклу  $\sigma_{\max}^c$ .

Розглянувши рис. 6.17, можна побачити, що діаграма деформування досліджуваних зразків найкраще апроксимується схематизованою діаграмою з лінійним зміцненням, а середнє значення модуля зміцнення становить 6785,15 МПа

Згідно з теоремою Ільюшина про розвантаження [245], воно відбувається за пружним законом, тобто при зменшенні навантаження крива деформування від точки  $B$ , яка відповідає максимальному пружно-пластичному напруженню, буде паралельною пружній ділянці  $OA$  (див. рис. 6.23), тому дійсне мінімальне напруження циклу, яке тотожно дорівнюватиме усталеному в циклі залишковому напруженню, визначатиметься формулою

$$\sigma_{\min}^c = \sigma_{rest}^s = \sigma_{\max}^c - \alpha_\sigma \cdot \Delta\sigma. \quad (6.29)$$

Розрахунки характеристик усталеного циклу були проведені для зразків №№1-4, 1-6 та №1-7, навантажених відповідно з розмахом напружень 120, 110 та 100 МПа з коефіцієнтом асиметрії циклу навантажень  $R_\sigma = 0,1$  (табл. 6.2).

Дійсний ККН циклу при цьому визначався за формулою

$$\alpha_{\sigma}^c = \frac{\sigma_{\max}^c}{\sigma_{\max}}. \quad (6.30)$$

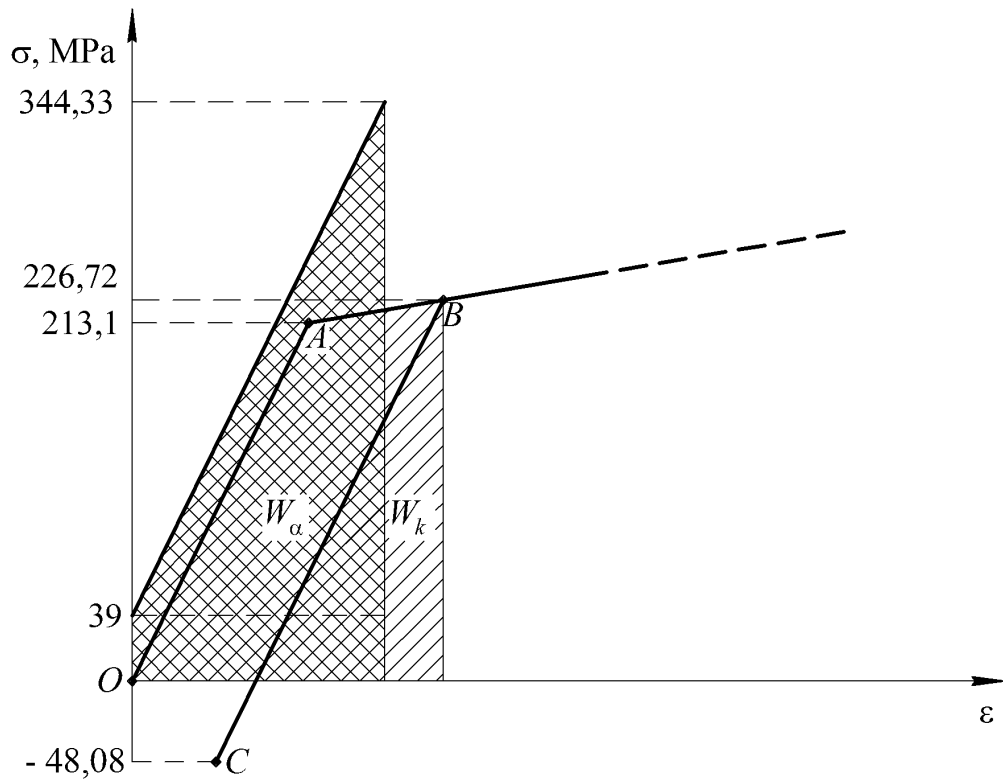


Рис. 6.23. Графічна ілюстрація визначення характеристик усталеного циклу у зразку №1-4.

Для зразка №1-3 розрахунки не проводили, оскільки теоретичний ККН у ньому істотно більший, ніж в інших досліджуваних зразках (див. рис. 6.13).

Таблиця 6.2.

**Розрахункові характеристики циклу навантаження досліджуваних зразків з урахуванням залишкових напружень та локальних пластичних деформацій**

| № зразка | $\Delta\sigma$ , МПа | $\sigma_{\max}$ , МПа | $\sigma_{rest}$ , МПа | $\alpha_{\sigma}$ | $\sigma_{\max}^c$ , МПа | $\sigma_{\min}^c$ , МПа | $\alpha_{\sigma}^c$ |
|----------|----------------------|-----------------------|-----------------------|-------------------|-------------------------|-------------------------|---------------------|
| 1-4      | 120                  | 133,3                 | 39                    | 2,29              | 226,72                  | - 48,08                 | 1,700               |
| 1-6      | 110                  | 122,2                 | 39                    | 2,36              | 224,62                  | - 34,98                 | 1,838               |
| 1-7      | 100                  | 111,1                 | 38                    | 2,31              | 220,80                  | - 10,20                 | 1,987               |

#### **6.4. Побудова розрахункової кривої втоми для зразків стикових з'єднань сплаву AA2219 за базовою кривою**

Опір втомі матеріалів та елементів конструкцій підпорядковується деяким загальним закономірностям зміни циклічної довговічності в залежності від рівня діючих змінних навантажень. Коли такі закономірності мають стійкий характер у всій багатоцикловій області, значення границі обмеженої витривалості на великій базі циклів змін напружень можна достатньо точно встановити на основі результатів втомних випробувань, отриманих в області меншої довговічності зразків. Методи оцінки границі обмеженої витривалості шляхом екстраполяції є найбільш ефективним засобом скорочення тривалості та об'єму втомних випробувань.

При розрахунковому визначенні границі витривалості зварних з'єднань зазвичай задаються такими параметрами як ККН, величина та знак ЗЗН, а також характеристиками опору втомі, отриманими за деяких стандартних умов випробувань, наприклад, кривими втоми гладких циліндричних зразків, вирізаних з пластин відповідного матеріалу, зварених відповідним способом [10]. Для проведення подальших досліджень в якості базової буде використана крива втоми з роботи [235], побудована за результатами випробувань циліндричних зразків, виготовлених у відповідності до міжнародного стандарту ISO 1099:2017 «Metallic materials – Fatigue testing – Axial force – controlled method» з пластини зі сплавом AA2219 зі стиковим швом, виконаним АДЗНЕ (жирна лінія на рис. 6.24).

Випробовування на втому зразків №1-3, 1-4, 1-6 та 1-7 проводили на універсальному сервогідравлічному комплексі nanoBISS (Індія), здатному забезпечувати передачу на зразок максимального зусилля 25 кН (рис. 6.25). Зразок №1-3 був випробуваний в якості контрольного.

Усі зазначені зразки випробовували у м'якому режимі навантаження при циклічному осьовому розтягуванні за синусоїдальної форми циклу напружень з

постійними асиметрією циклу  $R_\sigma = 0,1$  та частотою навантаження до повного руйнування.

За результатами випробувань було встановлено, що при однаковому розмаху напружень  $\Delta\sigma = 120$  МПа довговічність контрольного зразка №1-3 майже на 30 % менша, ніж у зразка №1-4 (табл. 6.3). Це щонайменше свідчить про те, що якісно результати розрахунків теоретичних ККН за формулами (4.62) та (4.64) узгоджуються з результатами експериментів.

Відомо [68], що вплив локальних напружень на втому матеріалів при одному і тому ж значенні теоретичного ККН залежить від самого матеріалу, тому в умовах циклічного навантаження ступінь впливу концентрації напружень характеризується ефективним ККН

$$K_\sigma = \frac{\Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}, \quad (6.31)$$

де  $\Delta\sigma_b$  – розмах напружень на базовій кривій, який відповідає довговічності дослідного зразка при розмаху напружень  $\Delta\sigma$ . Наприклад, довговічності зразка №1-4 на базовій кривій відповідає напруження  $\Delta\sigma_b = 164$  МПа (див. рис. 6.24).

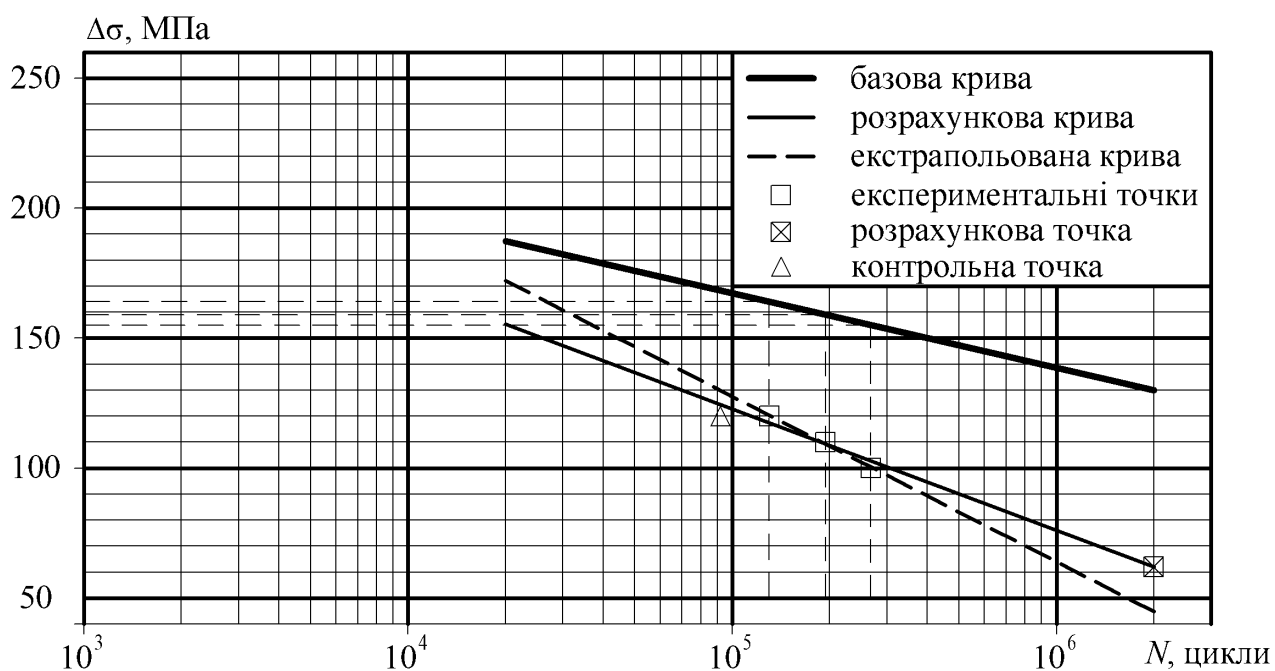


Рис. 6.24. Базова для гладких зразків без ЗЗН та розрахунково-експериментальна для досліджуваних зразків криві втоми стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АА2219, виконаних АДЗНЕ, при коефіцієнті асиметрії циклу навантажень 0,1.

Однак для здійснення переходу від точок на базовій кривій до відповідних точок на розрахунковій кривій коефіцієнти асиметрії циклу обох кривих мають співпадати. Розглянувши таблицю 6.2, можемо переконатися в тому, що для всіх зразків ефективний коефіцієнт асиметрії циклу, який визначається за формулою

$$R_{\sigma}^{eff} = \sigma_{\min}^c / \sigma_{\max}^c, \quad (6.32)$$

істотно відрізняється від 0,1. Наприклад, для зразка №1-4 його величина становить  $R_{\sigma}^{eff} = -0,2121$ .



Рис. 6.25. Універсальний сервогидравлічний випробувальний комплекс nanoBISS.

Експериментально встановлено, що зі зменшенням коефіцієнту асиметрії циклу на тій самій базі довговічності розмах напружень зростає [179]. Зокрема

МІЗ рекомендує враховувати цей ефект за допомогою “коефіцієнта підвищення втоми”  $f(R_\sigma)$ , який для значень  $R_\sigma < 0,5$  визначається за формулою [246]

$$f(R_\sigma) = -0,4 \cdot R_\sigma + 1,2. \quad (6.33)$$

Таблиця 6.3.

**Довговічність досліджуваних зразків за різних розмахів напружень**

| № зразка             | 1-3   | 1-4    | 1-6    | 1-7    |
|----------------------|-------|--------|--------|--------|
| $\alpha_\sigma$      | 2,43  | 2,29   | 2,36   | 2,31   |
| $\Delta\sigma$ , МПа | 120   | 120    | 110    | 100    |
| $N_R$ , циклів       | 91928 | 130006 | 193828 | 267608 |

Отже, для приведення у відповідність базової та розрахункової кривих на напруження  $\Delta\sigma_b$  необхідно ввести поправку

$$K_R = f(R_\sigma^{eff}) / f(R_\sigma^b). \quad (6.34)$$

Якщо підставити у формулу (6.33) значення коефіцієнта асиметрії циклу базової кривої  $R_\sigma^b = 0,1$ , отримаємо коефіцієнт підвищення втоми  $f(R_\sigma^b) = 1,16$ , а якщо – ефективний коефіцієнт асиметрії циклу для зразка №1-4, то він складатиме  $f(R_\sigma^{eff}) \approx 1,285$ . Таким чином, базова крива, яка відповідає характеристикам циклу для зразка №1-4, мала б знаходитися вище вихідної кривої. В такому випадку ефективний ККН доречно визначати за формулою

$$K_\sigma = \frac{K_R \cdot \Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}. \quad (6.35)$$

Зв'язок між теоретичним та ефективним ККН встановлюється через коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_\sigma$ , який виражається формулою [247]

$$q_\sigma = \frac{K_\sigma - 1}{\alpha_\sigma^c - 1}. \quad (6.36)$$

Наприклад, для зразка №1-4 матимемо  $K_R = 1,1076$ ,  $K_\sigma = 1,5137$ ,  $q_\sigma = 0,7335$ . Аналогічні розрахунки були проведені для зразків №1-6 та 1-7 (табл. 6.4), за якими побудована розрахункова крива (суцільна лінія на рис. 6.24).

Таблиця 6.4.

**Результати розрахунків коефіцієнтів чутливості до концентрації  
напружень досліджуваних зразків**

| № зразка | $\alpha_\sigma^c$ | $R_\sigma^{eff}$ | $K_R$   | $\Delta\sigma_b$ , МПа | $K_\sigma$ | $q_\sigma$ |
|----------|-------------------|------------------|---------|------------------------|------------|------------|
| 1-4      | 1,700             | - 0,2121         | 1,10761 | 164                    | 1,5136     | 0,7335     |
| 1-6      | 1,838             | - 0,15575        | 1,08819 | 159                    | 1,5729     | 0,6839     |
| 1-7      | 1,987             | - 0,04618        | 1,05041 | 155                    | 1,6281     | 0,6363     |

Дослідження [248] показали, що коефіцієнт чутливості не є константою матеріалу і він зменшується зі збільшенням теоретичного ККН для всіх класів матеріалів, що й прослідковується за даними табл. 6.4.

З аналізу табл. 6.2 та 6.4 бачимо, що зі зменшенням вихідного розмаху напружень дійсний ККН циклу збільшується, а коефіцієнт чутливості зменшується. Тому для подальшої екстраполяції результатів на область високих довговічностей, близьких до  $2 \cdot 10^6$  циклів змін напружень, необхідно встановити кореляційну залежність між цими величинами.

Очевидно, що шукана залежність є монотонно спадаючою і тому не може бути лінійною, оскільки при високих значеннях ККН, які для концентраторів зі значною кривизною можуть сягати 15 [114], значення коефіцієнту чутливості будуть від'ємними, що не має сенсу з огляду на його суть. Крім того, дослідження, проведені в роботі [249] для сталі, показали, що залежності коефіцієнту чутливості від радіуса кривизни концентратора є криволінійними.

Оскільки гіпербола є непарною функцією і приймає значення того ж знаку, що й аргумент, а ККН – завжди додатне число, припустимо, що шукана залежність є гіперболічною і має вигляд

$$q_{\sigma} = \frac{C_1}{(\alpha_{\sigma}^c)^{C_2}}. \quad (6.37)$$

Зазвичай для побудови лінійної екстраполяції за дискретними даними використовується метод найменших квадратів, згідно якого коефіцієнти прямої

$$y = k \cdot x + b$$

визначаються формулами [250]

$$k = \frac{n \sum_{i=1}^n x_i y_i - \sum_{i=1}^n x_i \sum_{i=1}^n y_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left( \sum_{i=1}^n x_i \right)^2}; \quad b = \frac{\sum_{i=1}^n y_i \sum_{i=1}^n x_i^2 - \sum_{i=1}^n x_i y_i \sum_{i=1}^n x_i}{n \sum_{i=1}^n x_i^2 - \left( \sum_{i=1}^n x_i \right)^2}, \quad (6.38)$$

де  $n$  – кількість експериментальних вимірювань.

Якщо логарифмувати обидві частини виразу (6.37), отримаємо

$$\ln(q_{\sigma}) = \ln(C_1) - C_2 \cdot \ln(\alpha_{\sigma}^c). \quad (6.39)$$

Розглянувши отриманий вираз, можемо побачити, що  $-C_2$  відповідає  $k$ , а  $C_1$  відповідає  $e^b$ , якщо замість  $x$  та  $y$  покласти відповідно  $\ln(\alpha_{\sigma}^c)$  та  $\ln(q_{\sigma})$ . Отже, з урахуванням (6.38) коефіцієнти ступеневої регресії визначатимуться за формулами

$$C_1 = \exp \left[ \frac{n \cdot \sum_{i=1}^n \ln(x_i) \ln(y_i) - \sum_{i=1}^n \ln(x_i) \sum_{i=1}^n \ln(y_i)}{n \cdot \sum_{i=1}^n 2 \cdot \ln(x_i) - \left( \sum_{i=1}^n \ln(x_i) \right)^2} \right]; \quad (6.40)$$

$$-C_2 = \frac{\sum_{i=1}^n \ln(y_i) \sum_{i=1}^n 2 \cdot \ln(x_i) - \sum_{i=1}^n \ln(x_i) \ln(y_i) \sum_{i=1}^n \ln(x_i)}{n \cdot \sum_{i=1}^n 2 \cdot \ln(x_i) - \left( \sum_{i=1}^n \ln(x_i) \right)^2}.$$

Для встановлення коефіцієнтів шуканої залежності (6.37) замість  $x_i$  та  $y_i$  у (6.40) підставимо відповідні значення  $(\alpha_{\sigma}^c)_i$  та  $(q_{\sigma})_i$  з табл. 6.4. Крім того, враховуючи те, що коефіцієнт чутливості не може бути більшим від одиниці,

необхідно до розрахункових даних додати четверту точку, яка обмежуватиме його величину ( $q_\sigma = 1$ ) за відсутності концентрації напружень ( $\alpha_\sigma^c = 1$ ).

В результаті проведеного регресійного аналізу були встановлені коефіцієнти  $C_1 = 1$  та  $C_2 = 0,6285$ , тому шукана емпірична залежність має вигляд

$$q_\sigma = (\alpha_\sigma^c)^{-0,6285}. \quad (6.41)$$

Максимальне відхилення результатів розрахунку за залежністю (6.41) від вихідних значень складає трохи більше 2 % (рис. 6.26).

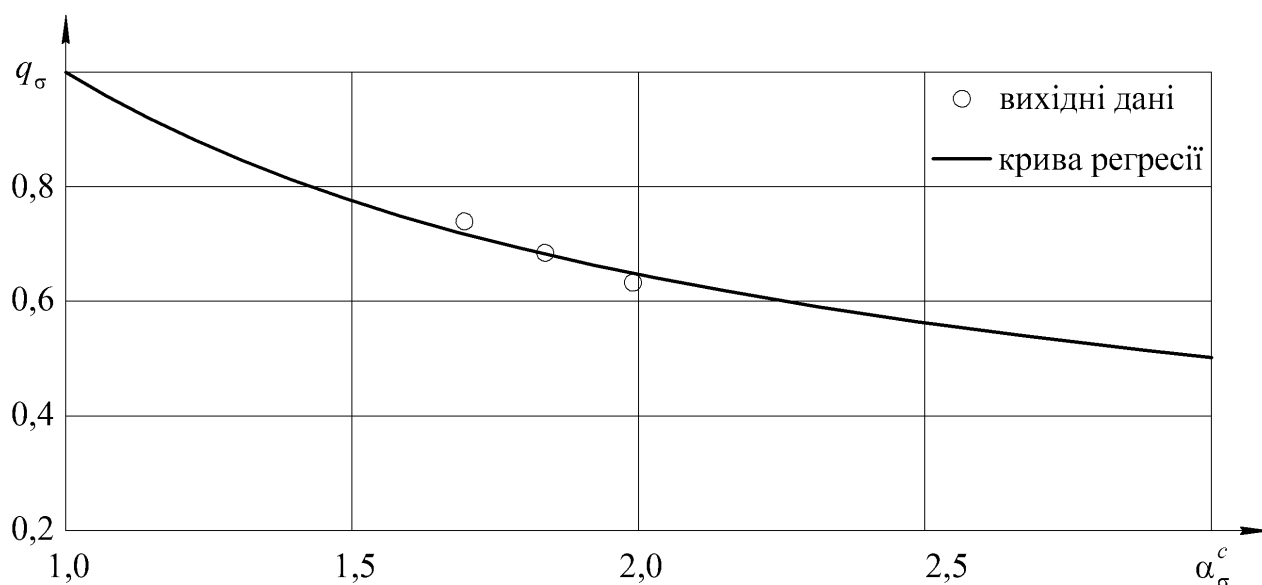


Рис. 6.26. Емпірична залежність коефіцієнту чутливості до концентрації напружень від дійсного ККН циклу для стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву AA2219, виконаних АДЗНЕ.

Розмах напружень на розрахунково-експериментальній кривій, який відповідає базі довговічності  $N = 2 \cdot 10^6$  циклів, при перерахунку має давати розмах напружень базової кривої на цій же базі довговічності. Це напруження визначається методом послідовних наближень. В якості першого наближення можна взяти напруження, отримане шляхом лінійної екстраполяції за трьома експериментальними точками (квадратні значки на рис. 6.24) методом найменших квадратів до бази довговічності  $2 \cdot 10^6$  циклів (штрихова лінія на рис.

6.24). Отже, використовуючи формули (6.38), за даними табл. 6.3 встановимо наступну залежність

$$\Delta\sigma = 445,3 - 63,55 \cdot \lg N.$$

Підставивши в цю формулу  $N = 2 \cdot 10^6$ , отримаємо розмах напружень для першого наближення близько  $\Delta\sigma = 45$  МПа.

Теоретичний ККН виберемо як середнє значення цієї величини для трьох експериментальних зразків №1-4, 1-6 та 1-7  $\bar{\alpha}_\sigma = 2,33$ . Вихідні ЗЗН у всіх досліджуваних зразках були приблизно однаковими (див. табл. 6.2), тому приймемо максимальне їх значення  $\sigma_{rest} = 39$  МПа.

При асиметрії циклу прикладених напружень  $R_\sigma = 0,1$  максимальне прикладене напруження становитиме  $\sigma_{max} = 50$  МПа. Максимальне напруження в зоні концентрації визначимо за формулою

$$\sigma_{max}^c = \sigma_{rest} + \alpha_\sigma \cdot \sigma_{max}. \quad (6.42)$$

Оскільки це напруження менше границі текучості, воно і буде дійсним максимальним напруженням циклу  $\sigma_{max}^c = 155,5$  МПа. Отже, дійсний ККН циклу за формулою (6.30) складатиме  $\alpha_\sigma^c = 3,11$ . Зауважимо, що за відсутності пластичних деформацій через наявність початкових ЗЗН розтягу дійсний ККН циклу перевищує прийнятий теоретичний ККН. Знаючи дійсний ККН циклу, за залежністю (6.41) встановимо коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_\sigma = 0,49$ . Тоді, виразивши з формули (6.36) ефективний ККН

$$K_\sigma = 1 + q_\sigma (\alpha_\sigma^c - 1), \quad (6.43)$$

розрахуємо його значення  $K_\sigma = 2,034$ .

За формулою (6.29) визначимо дійсне мінімальне напруження циклу  $\sigma_{min}^c = 50,65$  МПа. Отже, ефективний коефіцієнт асиметрії циклу за формулою (6.32) становитиме  $R_\sigma^{eff} = 0,3257$ , який згідно з (6.33) відповідає коефіцієнту підвищення втоми  $f(R_\sigma^{eff}) \approx 1,0697$ , тоді поправка на відповідність коефіцієнтів асиметрії за формулою (6.34) становитиме  $K_R = 0,9221$ .

Виразивши з формули (6.35) розмах напружень базової кривої

$$\Delta\sigma_b = \frac{K_\sigma \cdot \Delta\sigma}{K_R}, \quad (6.44)$$

встановимо його значення  $\Delta\sigma_b \approx 99$  МПа.

Як бачимо, розрахований розмах напружень базової кривої виявився значно меншим за його дійсне значення ( $\Delta\sigma_b = 130$  МПа), тому можна констатувати, що лінійна екстраполяція експериментальних результатів на діапазон високих довговічностей не забезпечує прийнятної точності при прогнозуванні характеристик опору втоми.

Оскільки перше наближення дало занижені значення, то на наступних ітераціях будемо збільшувати розмах із кроком в 10 МПа. Отже, у другому наближенні приймемо  $\Delta\sigma = 55$  МПа. Величини теоретичного ККН та початкових ЗЗН на всіх ітераціях приймаються однаковими, тому приймаємо  $\bar{\alpha}_\sigma = 2,33$ ,  $\sigma_{rest} = 39$  МПа.

Далі розрахунки ведуться аналогічно першому наближенню, але з прийнятим у другому наближенні розмахом напружень. Отже, встановимо: максимальне прикладене напруження  $\sigma_{max} = 61,1$  МПа, дійсне максимальне напруження циклу  $\sigma_{max}^c = 181,4$  МПа та дійсний ККН циклу  $\alpha_\sigma^c = 2,968$ .

Далі за залежністю (6.41) встановимо коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_\sigma = 0,5047$  та за формулою (6.42) – ефективний ККН  $K_\sigma = 1,9934$ .

Дійсне мінімальне напруження циклу у другому наближенні складає  $\sigma_{min}^c = 53,24$  МПа, отже, ефективний коефіцієнт асиметрії циклу становитиме  $R_\sigma^{eff} = 0,2935$ , що відповідає коефіцієнту підвищення втоми  $f(R_\sigma^{eff}) \approx 1,0826$ , тоді поправка на відповідність коефіцієнтів асиметрії становитиме  $K_R = 0,9333$ .

Тепер, знаючи  $K_\sigma$  та  $K_R$ , за формулою (6.44) розрахуємо розмах напружень базової кривої, який відповідає розмаху  $\Delta\sigma = 55$  МПа на розрахунково-експериментальній кривій, отримаємо  $\Delta\sigma_b \approx 117$  МПа.

Розрахунковий розмах напружень базової кривої знову виявився меншим за дійсний, тому в третьому наближенні збільшимо розмах напружень

розрахункової кривої ще на 10 МПа. Таким чином, у третьому наближенні приймемо  $\Delta\sigma = 65$  МПа.

В третьому наближенні матимемо: максимальне прикладене напруження  $\sigma_{\max} = 72,2$  МПа, дійсне максимальне напруження циклу  $\sigma_{\max}^c = 207,3$  МПа та дійсний ККН циклу  $\alpha_{\sigma}^c = 2,87$ .

За залежністю (6.41) встановимо коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_{\sigma} = 0,5155$  та за формулою (6.42) – ефективний ККН  $K_{\sigma} = 1,9639$ .

Дійсне мінімальне напруження циклу у третьому наближенні складає  $\sigma_{\min}^c = 55,83$  МПа, отже, ефективний коефіцієнт асиметрії циклу становитиме  $R_{\sigma}^{eff} = 0,2629$ , що відповідає коефіцієнту підвищення втоми  $f(R_{\sigma}^{eff}) \approx 1,0923$ , тоді поправка на відповідність коефіцієнтів асиметрії становитиме  $K_R = 0,9416$ .

Знаючи  $K_{\sigma}$  та  $K_R$ , за формулою (6.44) розрахуємо розмах напружень базової кривої, який відповідає розмаху  $\Delta\sigma = 65$  МПа на розрахунково-експериментальній кривій, отримаємо  $\Delta\sigma_b \approx 136$  МПа.

Як бачимо, тепер розрахунковий розмах більший за дійсний, тому в наступних ітераціях будемо зменшувати розмах напружень розрахункової кривої, але з вдвічі меншим кроком, тобто на 5 МПа. Отже, в четвертому наближенні приймемо  $\Delta\sigma = 60$  МПа.

За такого розмаху базової кривої матимемо: максимальне прикладене напруження  $\sigma_{\max} = 66,7$  МПа, дійсне максимальне напруження циклу  $\sigma_{\max}^c = 194,3$  МПа та дійсний ККН циклу  $\alpha_{\sigma}^c = 2,915$ .

За залежністю (6.41) встановимо коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_{\sigma} = 0,5105$  та за формулою (6.42) – ефективний ККН  $K_{\sigma} = 1,9776$ .

Дійсне мінімальне напруження циклу у четвертому наближенні складає  $\sigma_{\min}^c = 54,53$  МПа, отже, ефективний коефіцієнт асиметрії циклу становитиме  $R_{\sigma}^{eff} = 0,2806$ , що відповідає коефіцієнту підвищення втоми  $f(R_{\sigma}^{eff}) \approx 1,0877$ , тоді поправка на відповідність коефіцієнтів асиметрії становитиме  $K_R = 0,9377$ .

Знаючи  $K_\sigma$  та  $K_R$ , за формулою (6.44) розрахуємо розмах напружень базової кривої, який відповідає розмаху  $\Delta\sigma = 60$  МПа на розрахунково-експериментальній кривій, отримаємо  $\Delta\sigma_b \approx 127$  МПа.

Отриманий розмах базової кривої знову виявився меншим за дійсний, отже, шукане значення розмаху розрахункової кривої знаходиться між 60 та 65 МПа. На наступних ітераціях знову збільшуватимемо розмах із вдвічі меншим кроком з округленням в меншу сторону, тобто по 2 МПа. Таким чином, в п'ятому наближенні приймемо  $\Delta\sigma = 62$  МПа.

Для такого розмаху встановимо: максимальне прикладене напруження  $\sigma_{\max} = 68,9$  МПа, дійсне максимальне напруження циклу  $\sigma_{\max}^c = 199,5$  МПа та дійсний ККН циклу  $\alpha_\sigma^c = 2,896$ .

За залежністю (6.41) та формулою (6.42) встановимо відповідно коефіцієнт чутливості до концентрації напружень  $q_\sigma = 0,5126$  та ефективний ККН  $K_\sigma = 1,972$ .

Дійсне мінімальне напруження циклу у п'ятому наближенні складає  $\sigma_{\min}^c = 55,08$  МПа, а ефективний коефіцієнт асиметрії циклу становитиме  $R_\sigma^{\text{eff}} = 0,276$ , що відповідає коефіцієнту підвищення втоми  $f(R_\sigma^{\text{eff}}) \approx 1,0896$ , тоді поправка на відповідність коефіцієнтів асиметрії становитиме  $K_R = 0,9393$ .

За формулою (6.44) розрахуємо розмах напружень базової кривої, який відповідає розмаху  $\Delta\sigma = 62$  МПа на розрахунково-експериментальній кривій, отримаємо  $\Delta\sigma_b \approx 130$  МПа.

Як бачимо, розрахований розмах напружень співпадає з дійсним розмахом напружень базової кривої на базі довговічності  $N = 2 \cdot 10^6$  циклів. Тому розмах напружень  $\Delta\sigma = 62$  МПа є границею обмеженої витривалості досліджуваних зразків на цій базі випробувань. Таким чином, за результатами випробувань трьох зразків, для яких сумарне число циклів становило менше  $6 \cdot 10^5$ , вдалося встановити границю витривалості на базі  $2 \cdot 10^6$ , що дозволило скоротити час випробувань та витрати електричної енергії більше ніж втричі.

Розглянувши отриману розрахунково-експериментальну криву (див. суцільну лінію на рис. 6.24), проведену з розрахованої точки (маркер-конверт на рис. 6.24), можемо побачити, що експериментальні точки (квадратні маркери на рис. 6.24) дуже щільно прилягають до неї. Максимальне відхилення точок від кривої складає не більше 3 МПа.

З аналізу даних табл. 6.4, а також результатів розрахунків границі обмеженої витривалості видно, що ефективний ККН зростає, а коефіцієнт підвищення втоми зменшується зі зниженням рівня прикладених напружень. Тому різниця в напруженнях між базовою та розрахунково-експериментальною кривими збільшується зі збільшенням довговічності і нахил цих кривих відрізняється. Такі результати узгоджуються з експериментальними даними для стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АМг6, виконаних АДЗНЕ. Так в роботі [180] крива втоми для зразків у вихідному після зварювання стані мала більший нахил, ніж для зразків із зачищеними до рівня ОМ опуклостями шва (тобто без концентраторів напружень), а в роботі [205] крива для зразків у вихідному стані після виконання АДЗНЕ мала більший кут нахилу, ніж крива для зразків, виконаних зварюванням тертям з перемішування, яке забезпечує отримання з'єднань без лицьового підсилення та кореня шва, тобто з мінімальним рівнем концентрації напружень.

## **Висновки за розділом 6**

1. Методом електронної спекл-інтерферометрії проведені вимірювання залишкових зварювальних напружень у пластині з алюмінієвого сплаву АА2219 товщиною 2 мм зі стиковим швом, виконаним АДЗНЕ. В результаті встановлено, що на деякому віддаленні від лінії сплавлення у бік основного металу повздовжня складова напружень досягає величини 276 МПа, а їх поперечна складова – 119 МПа. За експериментально встановленими величинами напружень в окремих точках побудовані епюри розподілу повздовжніх та поперечних залишкових зварювальних напружень у

поперечному до шва напрямку на лицьовій стороні пластини. Результати вимірювань величин напружень на кореневій стороні пластини показали, що вони з деяким ступенем наближення можуть бути описані епюрами відповідних напружень на її лицьовій стороні.

2. На основі отриманих у попередніх розділах залежностей побудовано епюри напружень від прикладеного навантаження у зонах концентрації вирізаних з досліджуваної пласти зразків, підготованих для випробувань на втому. Виявлено місця дії максимальних напружень та визначена величина вихідних залишкових напружень у цих місцях. В результаті встановлено, що теоретичний ККН у досліджених зразках змінюється від 2,29 до 2,43, а величина вихідних залишкових напружень у небезпечних точках всіх зразків приблизно однакова і становить 38...39 МПа. Прийнято рішення щодо не включення результатів випробувань зразка, величина теоретичного ККН в якому становить 2,43, в загальну сукупність результатів, оскільки вона істотно перевищує відповідну величину в інших зразках.

3. Удосконалено метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED) для визначення максимальних напружень в зонах концентрації за межами пружності та розповсюджено його на випадок наявності залишкових напружень в цих зонах, що дозволило визначити дійсні характеристики циклу навантаження зразків з урахуванням залишкових напружень та пластичних деформацій. В результаті розрахунків встановлено, що дійсний ККН циклу зменшується у порівнянні з теоретичним ККН з 2,29 до 1,70 при розмаху прикладених напружень 120 МПа. Зі зменшенням рівня прикладеного навантаження, а, отже, і величини пластичних деформацій, різниця між теоретичним і дійсним ККН зменшується. Також встановлено, що внаслідок пластичного деформування в зонах концентрації вихідні залишкові напруження розтягу змінюють знак і при розмаху прикладених напружень 120 МПа за абсолютною величиною мають усталений рівень понад 48 МПа у зоні стиску. Зі зменшенням рівня прикладеного навантаження до 100 МПа усталені залишкові

напруження в зоні стиску зменшуються до 10,2 МПа за абсолютною величиною.

4. Проведені випробування на втому чотирьох зразків стикових з'єднань з алюмінієвого сплаву AA2219, виконаних АДЗНЕ, два з яких при однаковому рівні прикладених напружень, але з різним значенням теоретичного ККН. В результаті встановлено, що довговічність зразка з теоретичним ККН 2,43 виявилася майже на 30 % меншою за довговічність зразка з теоретичним ККН 2,29 при розмаху напружень 120 МПа. Надалі результати випробувань зразка з більшим значенням теоретичного ККН не враховувались. Два інші зразки були випробувані при розмахах напружень 100 та 110 МПа.

5. Запропоновано розрахунково-експериментальну методику побудови кривої втоми за допомогою базової кривої, яка полягає у встановленні зв'язку між експериментальними точками на малих базах довговічності з напруженнями базової кривої на відповідних базах довговічності та подальшій екстраполяції на великі бази довговічності. Встановлено зв'язок результатів випробувань трьох досліджуваних зразків з базовою кривою та визначено коефіцієнт чутливості до концентрації напружень. Отримана емпірична залежність цього коефіцієнту від дійсного ККН циклу, що дозволило розрахувати розмах напружень, який відповідає розмаху напружень базової кривої на базі  $2 \cdot 10^6$  циклів і побудувати розрахунково-експериментальну криву втоми досліджуваних зразків. Максимальне відхилення вихідних експериментальних точок від отриманої кривої склало менше 3 %.

## ЗАГАЛЬНІ ВИСНОВКИ

1. На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані нові формули для розрахунку ККН на лініях сплавлення металу шва з основним металом при розтягуванні або згинанні стикового зварного з'єднання, виконаного двостороннім зварюванням. Встановлено, що при розрахунку ККН у тонколистових з'єднаннях за цими формулами максимальне відхилення його величини для випадку розтягування складає 1,10 %, а для випадку згинання – 0,91 % в порівнянні зі значеннями, отриманими за допомогою МСЕ. Порівняння з експериментальними результатами, отриманими на моделі з оптично активного матеріалу методом фотопружності, показало, що значення теоретичного ККН при розтягуванні за запропонованою формулою приблизно на 1 % менше від експериментально встановленого значення.

2. Виявлено вплив концентратора в зонах переходу від шва до основного металу на розподіл напружень не тільки на контурі цих зон, а й на зворотній стороні стикового зварного з'єднання без кореневої опуклості шва. На прикладі зварних з'єднань алюмінієвого сплаву 1460Т1 товщиною 1,8 мм, виконаних АДЗНЕ, показано, що максимальне напруження на лінії сплавлення шва з основним металом може перевищувати номінальне напруження на 31 %, в той час як напруження на кореневій стороні буде на 11 % меншим.

3. Шляхом аналізу осередків зародження втомних тріщин у зразках стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву 1460Т1 товщиною 1,8 мм без кореневої опуклості шва, які були випробувані на втому в багатоцикловій області, було доведено, що у деяких з них внаслідок дії додаткових напружень згину, зумовлених ексцентриситетом прикладення осьового навантаження на ділянці зі швом, сумарні напруження на зворотній стороні з'єднання можуть перевищувати напруження на лінії сплавлення шва з основним металом.

4. Вперше обґрунтовані функціональні залежності для визначення напружень в околі кореня шва стикового зварного з'єднання та отримані математичні формули для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з

основним металом. На прикладі стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгбМ товщиною 1,8 мм, виконаного АДЗНЕ, було показано, що ексцентриситет прикладення осьового навантаження на ділянці зі швом призводить до підвищення напружень на лінії сплавлення кореня шва з основним металом більш ніж на 75 %. Порівняння результатів теоретичного та чисельного розрахунку за допомогою МСЕ показали, що відхилення значень максимального напруження в околі кореня шва складає менше 1 %.

5. Враховано вплив взаємного паралельного зміщення осей симетрії підсилення та кореня шва на характер розподілу напружень в околі останнього. За результатами розрахунків напружень у стикових зварних з'єднаннях алюмінієвих сплавів АМгб товщиною 1,5 мм, виконаних ІДЗПЕ, та АМГбМ товщиною 2,0 мм, виконаних гібридним зварюванням, було встановлено, що максимальне напруження може діяти як на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться ближче до осі симетрії підсилення, так і на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, яка знаходиться далі від неї. Отримані результати якісно підтверджуються чисельними розрахунками за допомогою МСЕ, кількісно ж для різних зразків відхилення величини максимального напруження складає від 1 до 10 %.

6. Вперше отримані математичні формули для визначення теоретичного ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом, які враховують початкову кутову деформацію. Доведено, що наявність початкової кутової деформації, призводить не тільки до підвищення напружень на лицьовій стороні з'єднань, а й до їх зниження на кореневій стороні. На прикладі стикового зварного з'єднання алюмінієвого сплаву АМгбМ товщиною 1,8 мм показано, що початкова кутова деформація величиною  $2^\circ$  при довжині нахилених частин приблизно 3 мм від ліній сплавлення лицьового підсилення з основним металом призводить до зниження ККН в околі кореня шва на 20 % та його збільшення на лицьовій стороні з'єднання на 32 %.

7. Вперше отримані функціональні залежності, які описують зміну напружень на ділянках зон концентрації, де реалізується взаємний вплив

концентраторів напружень на протилежних сторонах стикового зварного з'єднання. Встановлено, що, на відміну від зварних з'єднань з асиметричним підсиленням без взаємного впливу концентраторів, максимальне напруження діє не на кромці кореня шва, а на деякому віддаленні від неї по контуру у бік металу шва. Так на прикладі стикового зварного з'єднання типу С4 товщиною 1,6 мм було показано, що ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом складає 1,63, а на контурі зони переходу від шва до основного металу під кутом близько  $12^\circ$  до лінії сплавлення він складає 1,67.

8. Удосконалено метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED) для визначення максимальних напружень в зонах концентрації за межами пружності та розповсюджено його на випадок наявності залишкових напружень в цих зонах. Для різних видів умовних діаграм деформування отримані математичні формули для розрахунку величини максимального напруження. На прикладі зразків з алюмінієвого сплаву AA2219 товщиною 2 мм зі стиковим швом, виконаних АДЗНЕ, встановлено, що дійсний ККН циклу зменшується у порівнянні з теоретичним ККН з 2,29 до 1,70 при розмаху прикладених напружень 120 МПа. Зі зменшенням рівня прикладеного навантаження, а, отже, і величини пластичних деформацій, різниця між теоретичним і дійсним ККН зменшується. Також встановлено, що внаслідок пластичного деформування в зонах концентрації вихідні залишкові напруження 39 МПа в зоні розтягу змінюють знак і при розмаху прикладених напружень 120 МПа за абсолютною величиною мають усталений рівень понад 48 МПа у зоні стиску.

9. Запропоновано розрахунково-експериментальну методику визначення границі обмеженої витривалості за допомогою базової кривої, яка полягає у встановленні зв'язку між експериментальними даними на малих базах довговічності з напруженнями базової кривої на відповідних базах довговічності та подальшій екстраполяції на великі бази довговічності. Проведені випробування на втому зразків стикових з'єднань з алюмінієвого сплаву AA2219 товщиною 2 мм, виконаних АДЗНЕ, при розмахах напружень 100, 110 та 120 МПа. Встановлено зв'язок результатів випробувань

досліджуваних зразків з базовою кривою та визначено коефіцієнт чутливості до концентрації напружень. Отримана емпірична залежність цього коефіцієнта від дійсного ККН циклу, що дозволило розрахувати розмах напружень, який відповідає розмаху напружень базової кривої на базі  $2 \cdot 10^6$  циклів і побудувати розрахунково-експериментальну криву втомних досліджуваних зразків. Максимальне відхилення вихідних експериментальних даних від отриманої кривої склало менше 3 %.

## ПЕРЕЛІК ПОСИЛАНЬ

1. Сигаев А.А. Отраслевой стандарт по расчёту прочности сварных соединений / А.А. Сигаев, Д.В. Орлов // Сварочное производство. – 1983. – №9. – С. 41–42.
2. Труфяков В.И. Повышение сопротивления усталости сварных соединений и конструкций / В.И. Труфяков // Автоматическая сварка. – 1998. – №11. – С. 11–19.
3. Николаев Г.А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформации конструкций / Г.А. Николаев, С.А. Куркин, В.А. Винокуров. – Москва: Высшая школа, 1982. – 272 с. – (Учебное пособие).
4. Труфяков В.И. Применение высокочастотной механической проковки для повышения сопротивления усталости стыковых соединений алюминиевых сплавов / В.И. Труфяков, В.А. Шонин, В.С. Машин, Д.С. Романовский // Автоматическая сварка. – 2001. – №7. – С. 7–11.
5. Патон Б.Е. О повышении несущей способности и долговечности сварных конструкций / Б.Е. Патон, В.И. Труфяков // Автоматическая сварка. – 1982. – №2. – С. 1–6.
6. Goyal R. A robust stress analysis method for fatigue life prediction of welded structures / R. Goyal, M. El-Zein, G. Glinka // Welding in the World. – 2016. – №2 (60). – P. 299–314.
7. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках / [В.И. Труфяков, В.И. Дворецкий, П.П. Михеев и др.]. – Киев: Наукова думка, 1990. – 256 с. – (Под ред. В. И. Труфякова).
8. Moltasov A.V. Stress concentration in butt welded joints with reinforcement from one side (Review) / A.V. Moltasov, P.M. Tkach, I.G. Tkach, V.V. Verushkin // The Paton Welding Journal. – 2019. – №4. – P. 5–10.
9. Труфяков В.И. Сопротивление усталости пластин и сварных соединений с различной концентрацией напряжений / В.И. Труфяков, Ю.А.

Корягин, Л.Л. Осауленко, А.З. Кузьменко // Автоматическая сварка. – 1969. – №7. – С. 43–47.

10. Клыков Н.А. Расчёт характеристик сопротивления усталости сварных соединений / Н.А. Клыков. – Москва: Машиностроение, 1984. – 160 с.

11. Решетов А.Л. Влияние неоднородности механических свойств на предел усталости сварных соединений с мягкой прослойкой / А.Л. Решетов, Н.А. Клыков // Автоматическая сварка. – 1975. – №4. – С. 8–11.

12. Решетов А.Л. Влияние концентрации напряжений на усталостную прочность сварных соединений с мягкими прослойками / А.Л. Решетов, Н.А. Клыков // Тематический сборник научных трудов ЧПИ / А.Л. Решетов. – Челябинск: ЧПИ, 1975. – №168. Вопросы сварочного производства. – С. 22–31.

13. Клыков Н.А. Чувствительность сварных соединений малоуглеродистых сталей к концентрации напряжений при циклических нагрузках / Н.А. Клыков, А.Г. Скребков // Автоматическая сварка. – 1967. – №7. – С. 43–46.

14. Технология электрической сварки металлов и сплавов плавлением / [С.А. Островская, Б.Е. Патон, Г.И. Лесков и др.]. – Москва: Машиностроение, 1974. – 768 с. – (Под ред. акад. Б.Е. Патона).

15. Казимиров А.А. Об остаточных напряжениях и деформациях, возникающих при сварке сплава АМг5В / А.А. Казимиров, А.Я. Недосека // Автоматическая сварка. – 1962. – №10. – С. 16–21.

16. Недосека А.Я. Остаточные напряжения в пластинах при сварке стыкового шва / А.Я. Недосека // Автоматическая сварка. – 1974. – №11. – С. 32–38.

17. Окерблом Н.О. Сварочные напряжения в металлоконструкциях / Н.О. Окерблом. – Москва, Ленинград: Машгиз, 1950. – 160 с.

18. Винокуров В.А. Сварочные деформации и напряжения / В.А. Винокуров. – Москва: Машиностроение, 1968. – 236 с.

19. Талыпов Г.Б. Сварочные деформации и напряжения / Г.Б. Талыпов. – Ленинград: Машиностроение, 1973. – 280 с.

20. Гатовский К.М. Теория сварочных деформаций и напряжений / К.М. Гатовский, В.А. Кархин. – Ленинград: ЛКИ, 1980. – 331 с.

21. Киселёв С.Н. Особенности распределения поверхностных остаточных напряжений в сварных плитах из сплава авиаль / С.Н. Киселёв, В.А. Хаванов, Л.М. Скорняков, В.И. Гречишкин // Сварочное производство. – 1966. – №12. – С. 6–8.

22. Труфяков В.И. Влияние остаточных напряжений на сопротивление усталости сварных соединений алюминиевых сплавов / В.И. Труфяков, П.П. Михеев, В.А. Шонин, М.П. Порицкий // Автоматическая сварка. – 1976. – №5. – С. 37–39.

23. Шонин В.А. Влияние остаточных напряжений на сопротивление усталости несущего элемента из сплава АМг6 в месте приварки поперечных рёбер / В.А. Шонин // Автоматическая сварка. – 1978. – №1. – С. 70–71.

24. Shonin V.A. Residual stresses in butt joints of thin sheets from alloy AMg6 after arc and laser-arc welding / V.A. Shonin, V.S. Mashin, V.Yu. Khaskin, T.N. Nedej // The Paton Welding Journal. – 2006. – №9. – P. 20–24.

25. Труфяков В.И. Влияние степени концентрации напряжений на формирование остаточных напряжений при многоцикловом нагружении / В.И. Труфяков, О.И. Гуца, Ю.Ф. Кудрявцев // Автоматическая сварка. – 1981. – №3. – С. 22–25.

26. Gushcha O.I. Ultrasonic nondestructive measurements of residual stresses / O.I. Gushcha, V.K. Lebedev, A.N. Guz', F.G. Makhort // Strength of Materials. – 1973. – №8 (5). – P. 975–977.

27. Kudryavtsev Yu.F. Certain rules of the change in residual stresses in cyclic loading in relation to their initial level and stress concentration / Yu.F. Kudryavtsev, O.I. Gushcha // Strength of Materials. – 1986. – №11 (18). – P. 1469–1474.

28. Trufyakov V.I. Change in residual stresses in the zones of concentration in cyclic loading / V.I. Trufyakov, O.I. Gushcha, V.P. Trotsenko // Strength of Materials. – 1976. – №12 (8). – P. 1391–1395.

29. Труфяков В.И. Влияние остроты концентратора на сварочные остаточные напряжения при многоцикловом нагружении / В.И. Труфяков, О.И. Гуца, Ю.Ф. Кудрявцев // Автоматическая сварка. – 1981. – №7. – С. 13–16.

30. Махненко В.И. Расчётные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций / В.И. Махненко. – Киев: Наукова думка, 1976. – 320 с.

31. Лебедев А.О. Механіка матеріалів для інженерів / А.О. Лебедев, М.І. Бобир, В.П. Ламашевський. – Київ: НТУУ «КПІ», 2006. – 288 с. – (Навчальний посібник).

32. Кныш В.В. Повышение долговечности сварных соединений с усталостными повреждениями / В.В. Кныш, С.А. Соловей. – Киев: Политехника, 2017. – 320 с. – (Монография).

33. Когаев В.П. Расчёты на прочность при напряжениях, переменных во времени / В.П. Когаев. – Москва: Машиностроение, 1977. – 232 с. – (Библиотека расчётчика).

34. Винокуров В.А. Отпуск сварных конструкций для снижения напряжений / В.А. Винокуров. – Москва: Машиностроение, 1973. – 213 с.

35. Лахтин Ю.М. Металловедение и термическая обработка металлов / Ю.М. Лахтин. – Москва: Металлургия, 1983. – 359 с.

36. Писаренко Г.С. Опір матеріалів / Г.С. Писаренко, О.Л. Квітка, Е.С. Уманський. – Київ: Вища школа, 2004. – 655 с. – (2-ге вид. допов. і переробл.). – (За ред. Г. С. Писаренка). – (Підручник).

37. Аснис А.Е. Повышение прочности сварных соединений, работающих при низкой температуре / А.Е. Аснис, Б.С. Касаткин, Г.А. Иващенко, В.Ф. Мусияченко // Автоматическая сварка. – 1971. – №6. – С. 33–34.

38. Vorob'ev E.V. Strain-hardening of notched steel specimens during their deep cooling down to 4.2 K / E.V. Vorob'ev, V.A. Strizhalo, T.V. Anpilogova // Strength of Materials. – 2017. – № 5 (49). – P. 613–617.

39. Poklyatsky A.G. Features and advantages of the process of friction stir welding of butt joints of sheet aluminum-lithium alloys / A.G. Poklyatsky, V.V.

Knysh, I.N. Klochkov, S.I. Motrunich // The Paton Welding Journal. – 2016. – №5-6. – P. 86–90.

40. Klochkov I. Fatigue behavior of high strength Al-Cu-Mg and Al-Cu-Li alloys joints obtained by fusion and solid state welding technologies / I. Klochkov, A. Poklaytsky, S. Motrunich // Journal of Theoretical and Applied Mechanics (Bulgaria). – 2019. – №2 (49). – P. 179–189.

41. Improvement on the tensile properties of 2219-T8 aluminum alloy TIG welding joint with weld geometry optimization / [Z. Wan, D. Meng, Y. Zhao et al.] // Journal of Manufacturing Processes. – 2021. – 67. – P. 275–285.

42. Effects of weld reinforcement on tensile behavior and mechanical properties of 2219-T87 aluminum alloy TIG welded joints / [G. Wang, Q. Li, Y. Li et al.] // Transactions of Nonferrous Metals Society of China. – 2017. – №1 (27). – P. 10–16.

43. Effect of weld reinforcement on tensile and fatigue properties of 5083 aluminum metal inert gas (MIG) welded joint: Experiments and numerical simulations / [M. Ma, R. Lai, J. Qin et al.] // International Journal of Fatigue. – 2021. – 144. – Article number 106046.

44. Maddox S.J. Fatigue strength of welded structures / S.J. Maddox. – Cambridge: Abington Publishing, 1991. – 198 p. – (Second edition).

45. Hobbacher A. Fatigue design of welded joints and components – Recommendations of IIW joint working group XIII-XV / A. Hobbacher. – Cambridge: Abington Publishing, 1996. – 127 p. – (IIW Doc XIII-1539-96/XV-845-96).

46. Radaj D. Fatigue assessment of welded joints by local approaches / D. Radaj, C.M. Sonsino, W. Fricke. – Cambridge: Woodhead Publishing Ltd., 2006. – 639 p. – (Second Edition).

47. Radaj D. Review of fatigue strength assessment of nonwelded and welded structures based on local parameters / D. Radaj // International Journal of Fatigue. – 1996. – №3 (18). – P. 153–170.

48. Maddox S.J. Review of fatigue design rules for welded structures / S.J. Maddox // *The Paton Welding Journal*. – 2006. – №10-11. – P. 94–99.
49. Radaj D. Design and analysis of fatigue resistant welded structures / D. Radaj. – Cambridge: Abington Publishing, 1990. – 378 p.
50. Petinov S.V. In-service fatigue reliability of structures / S.V. Petinov. – Cham: Springer, 2018 – 217 p. – (1<sup>st</sup> edition). – (Book 251. Solid mechanics and its applications).
51. Niemi E. Fatigue Analysis of Welded Components: Designer's Guide to the Structural Hot-spot Stress Approach / E. Niemi, W. Fricke, S.J. Maddox. – Cambridge: Woodhead Publishing Limited, 2006. – 49 p. – (IIW-1430-00).
52. Петинов С.В. Эксплуатационная прочность и надежность конструкций / С.В. Петинов. – Санкт-Петербург: Политехнический университет, 2012. – 89 с. – (Курс лекций. Часть 1).
53. Dong P. A structural stress definition and numerical implementation for fatigue analyses / P. Dong // *International Journal of Fatigue*. – 2001. – №10 (23). – P. 865–876.
54. Xiao Z.G. A method of determining geometric stress for fatigue strength evaluation of steel welded joints / Z.G. Xiao, K. Yamada // *International Journal of Fatigue*. – 2004. – №12 (26). – P. 1277–1293.
55. Comparison of hot spot stress evaluation methods for welded structures / [J. Lee, J. Seo, M. Kim et al.] // *International Journal of Naval Architecture and Ocean Engineering*. – 2010. – №4 (2). – P. 200–210.
56. Niemi E. Stress determination for fatigue analysis of welded components / E. Niemi (editor). – Cambridge: Abington Publishing, 1995. – 80 p. – (IIS/IIW-1221-93).
57. Radaj D. Fatigue assessment of welded joints by local approaches / D. Radaj, C.M. Sonsino. – Cambridge: Abington Publishing, 1998. – 461 p.
58. Hobbacher A.F. Effective notch stress method in comparison with other methods in fatigue design of welded structures / A.F. Hobbacher // *The Paton Welding Journal*. – 2003. – №10-11. – P. 117–121.

59. Zaveryukha G.G. Investigation of the effect of stress gradient along the thickness of a plane specimen on cyclic durability / G.G. Zaveryukha, V.F. Kozhevnikov // *Strength of Materials*. – 1992. – №2 (24). – P. 230–234.

60. Yong B. Marine structural design / B. Yong, J. Wei-Liang. – Oxford: Elsevier Publishing, 2015. – 1008 p.

61. Doerk O. Comparison of different calculation methods for structural stresses at welded joints / O. Doerk, W. Fricke, C. Weissenborn // *International Journal of Fatigue*. – 2003. – №5 (25). – P. 359–369.

62. Fricke W. Comparison of different structural stress approaches for fatigue assessment of welded ship structures / W. Fricke, A. Kahl // *Marine Structures*. – 2005. – №7-8 (18). – P. 473–488.

63. Лукьянов В.Ф. Оценка усталостной прочности сварных соединений с угловыми швами на основе анализа локального напряжённого состояния / В.Ф. Лукьянов, А.А. Пархоменко, Д.В. Рогозин // *Сварка и диагностика*. – 2010. – №6. – С. 17–20.

64. Siebel E. Ungleichförmige Spannungsverteilung bei schwingender Beanspruchung / E. Siebel, M. Stieler // *VDI-Zeitschrift*. – 1955. – №5 (97). – S. 121–126.

65. Neuber H. Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen / H. Neuber // *Konstruktion*. – 1968. – №7 (20). – S. 245–251.

66. Peterson R.E. Relation between stress analysis and fatigue of metals / R.E. Peterson // *Proceedings of the Society for Experimental Stress Analysis*. – 1959. – №2 (11). – P. 199–206.

67. Kuguel R. A relation between theoretical stress concentration factor and fatigue notch factor deduced from the concept of highly stressed volume / R. Kuguel // *ASTM Proceedings*. – 1961. – 61. – P. 732–744.

68. Трощенко В.Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении / В.Т. Трощенко. – Киев: Наукова думка, 1981. – 344 с. – (Монография).

69. Коростылёв Л.И. Анализ и классификация методов оценки усталостной прочности сварных тонкостенных конструкций корпуса судна / Л.И. Коростылёв, Д.Ю. Литвиненко // Вестник ГУМРФ им. адмирала С.О. Макарова. – 2016. – №3 (37). – С. 104–118.

70. Sonsino C.M. Fatigue assessment of welded joints in AlMg 4.5Mn aluminium alloy (AA 5083) by local approaches / C.M. Sonsino, D. Radaj, U. Brandt, H.P. Lehrke // International Journal of Fatigue. – 1999. – №9 (21). – P. 985–999.

71. Seeger T. Betriebsfestigkeitsnachweise für Schweißverbindungen auf der Grundlage örtlicher Konzepte / T. Seeger, H. Amstutz // DVS-Bericht / T. Seeger. – Düsseldorf: DVS-Verlag, 1997. – №187. Fortschritte bei der Konstruktion und Berechnung geschweißter Bauteile. – С. 190–208.

72. Köttgen R. Schwingfestigkeitsanalyse für Schweißverbindungen auf die Grundlage örtlicher Beanspruchungen / R. Köttgen, R. Olivier, T. Seeger // DVS-Bericht / Köttgen R. – Düsseldorf: DVS-Verlag, 1991. – №133. Expert'91 – Berechnung, Gestaltung und Fertigung von Schweißkonstruktionen im Zeitalter der Expertensysteme. – С. 75–85.

73. Morgenstern C. Fatigue design of aluminium welded joints by the local stress concept with the fictitious notch radius of  $r_f = 1$  mm / C. Morgenstern, C.M. Sonsino, A. Hobbacher, F. Sorbo // Welding and Cutting. – 2005. – №6 (4). – P. 318–322.

74. Hobbacher A.F. Recommendations for fatigue design of welded joints and components / A.F. Hobbacher. – Berlin: Springer, 2016. – 143 p. – (Second edition).

75. Radaj D. Recent developments in local concepts of fatigue assessment of welded joints / D. Radaj, C.M. Sonsino, W. Fricke // International Journal of Fatigue. – 2009. – №1 (31). – P. 2–11.

76. Kranz B. Verification of the FAT values for the application of the notch stress concept with reference radii  $r_{ref} = 1.00$  and  $r_{ref} = 0.05$  / B. Kranz, C.M. Sonsino // Welding in the World. – 2010. – №7-8 (54). – P. 218–224.

77. Eibl M. Fatigue assessment of laser welded thin sheet aluminium / M. Eibl, C.M. Sonsino, H. Kaufmann, G. Zhang // *International Journal of Fatigue*. – 2003. – №8 (25). – P. 719–731.

78. Radaj D. Untersuchungen zur geometrischen Form von Stumpf- und Kehlnähten / D. Radaj // *Schweißen und Schneiden*. – 1970. – №5 (22). – P. 206–209.

79. Re-analysis of fatigue data for welded joints using the notch stress approach / [M.M. Pedersen, O.O. Mouritsen, M.R. Hansen et al.] // *International Journal of Fatigue*. – 2010. – №10 (32). – P. 1620–1626.

80. Fricke W. IIW Recommendations for the fatigue assessment by notch stress analysis for welded structures / W. Fricke. – Hamburg: International Institute of Welding, 2010. – 36 p. – (IIW-Doc. XIII-2240r2-08/XV-1289r2-08).

81. Fricke W. Fatigue strength assessment of scallops – an example for the application of nominal and local stress approaches / W. Fricke, H. Paetzold // *Marine Structures*. – 1995. – №4 (8). – P. 423–447.

82. Moltasov A.V. Approximate calculation of radius of weld transition to base metal of welded butt joint according to normalized parameters / A.V. Moltasov // *The Paton Welding Journal*. – 2017. – №9. – P. 50–52.

83. Создать методологию определения расчётных сопротивлений сварных соединений квазихрупким, вязким и усталостным разрушениям конструкций, исчерпавших назначенный срок эксплуатации: отчёт о НИР (заключ.) / ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины; рук. (раздел А) Кирьян В.И.; исполн.: Михеев П.П., Гуца О.И., Кныш В.В. и др. // № ГР 0100U004951. – Киев, 2002. – 110 с. – (Раздел А. Создать методологию расчётного определения и гарантированного продления остаточного ресурса сварных конструкций, исчерпавших назначенный срок службы).

84. Труфяков В.И. Вопросы методики испытаний сварных образцов на выносливость / В.И. Труфяков // *Автоматическая сварка* – 1963. – №1. – P. 1–9.

85. Методические указания РД 50-694-90. Надёжность в технике. Вероятностный метод расчёта на усталость сварных конструкций. – Москва: Издательство стандартов, 1991. – 84 с.

86. Trufyakov V.I. Fatigue strength of welded structures. Residual stresses and improvement treatments / V.I. Trufyakov, P.P. Mikheev, Yu.F. Kudryavtsev. – London: Harwood Academic Publishers GmbH, 1995. – 100 p.

87. Mikheev P.P. Determination of design S-N curves of welded joints of metal structures currently in service / P.P. Mikheev, V.V. Knysh, O.V. Vojtenko, V.A. Brodovoj // The Paton Welding Journal. – 2004. – №6. – P. 33–37.

88. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений / [Б.С. Касаткин, А.Б. Кудрин, Л.М. Лобанов и др.]. – Киев: Наукова думка, 1981. – 583 с. – (Справочное пособие).

89. Mikheev P.P. Role of stress concentration reduction at high-frequency peening for fatigue resistance increase in welded joints / P.P. Mikheev, O.V. Vojtenko // The Paton Welding Journal. – 2001. – №11. – P. 42–44.

90. Osaulenko L.L. Biaxial tension and the sensitivity of a material to stress concentrators / L.L. Osaulenko, E.V. Kotenko // Strength of Materials. – 1981. – №3 (13). – P. 284–288.

91. Труфяков В.И. Концентрация напряжений в стыковых соединениях / В.И. Труфяков, Л.Л. Осауленко, Ю.А. Корягин // Автоматическая сварка. – 1966. – №10. – С. 19–21.

92. Гульяшкин В.Н. Исследование напряжений в стыковых соединениях методом фотоупругости / В.Н. Гульяшкин, В.Н. Перетяцько, С.Д. Ишков // Автоматическая сварка. – 1981. – №8. – С. 11–15, 20.

93. Ткачук Г.И. Семинар по поляризационно-оптическому методу исследования напряжений / Г.И. Ткачук // Автоматическая сварка. – 1975. – №1. – С. 77–78.

94. Аснис А.Е. Повышение прочности сварных конструкций / А.Е. Аснис, Г.А. Иващенко. – Киев: Наукова думка, 1985. – 256 с. – (2-е изд., перераб. и доп.).

95. Исследование методом конечных элементов влияния геометрических параметров швов тавровых и крестообразных сварных соединений на концентрацию напряжений / [Ю.И. Рыбин, В.И. Стаканов, В.И. Костылев и др.] // Автоматическая сварка. – 1982. – №5. – С. 16–20.

96. Kyrian V.I. Calculation of local stresses in welded joint zones of large-sized space structures / V.I. Kyrian, V.I. Dvoretzky, M.G. Malgin // The Paton Welding Journal. – 2012. – №4. – P. 2–5.

97. Notch stress concepts for the fatigue assessment of welded joints – Background and applications / [C.M. Sonsino, W. Fricke, F. de Bruyne et al.] // International Journal of Fatigue. – 2012. – №1 (34). – P. 2–16.

98. Коростылёв Л.И. Оценка коэффициента концентрации напряжений в сварных узлах тонкостенных конструкций расчётом макро- и микроконцентрации / Л.И. Коростылёв, Д.Ю. Литвиненко // Науковий вісник ХДМА. – 2015. – №2 (13). – С. 184–194.

99. Gaßner E. Die Schwingfestigkeit von Schweißverbindungen aus der Sicht einer örtlichen Beanspruchungsmessung / E. Gaßner, E. Haibach // Fachbuchreihe Schweißtechnik / E. Gaßner. – Düsseldorf: Verlag Schweißtechnik, 1968. – Bd. 53. Tragfähigkeitsermittlung bei Schweißverbindungen. – S. 47–73.

100. Effect of weld geometric profile on fatigue life of cruciform welds made by laser/GMAW processes / [V. Caccese, P.A. Blomquist, K.A. Berube et al.] // Marine Structures. – 2006. – №1 (19). – P. 1–22.

101. Литвиненко Д.Ю. Методики розв'язку задач втомної міцності суднокорпусних вузлів при нерегулярному навантаженні на базі експериментально-теоретичного методу / Д.Ю. Литвиненко // Вісник Одеського національного морського університету. – 2017. – №4 (53). – С. 110–125.

102. Макаров И.И. Прочность и пластичность сварных стыковых соединений со смещением кромок / И.И. Макаров, Т.М. Емельянова // Материалы по металлическим конструкциям / И.И. Макаров. – Москва: ЦНИИПРОЕКТСТАЛЬ Конструкция, 1970. – Вып. 15. – С. 36–47.

103. Makarov I.I. Criteria for evaluating technological defects in welded structures / I.I. Makarov // *Welding Production*. – 1975. – №12 (22). – P. 12–14.

104. Makarov I.I. Method of calculating the coefficient of stress concentration in butt-welded joints / I.I. Makarov // *Welding Production*. – 1977. – №4 (24). – P. 6–8.

105. Colchen D. Actual effect of weld defects on the fatigue behavior of aluminium butt welds / D. Colchen // *Welding in the World*. – 1999. – №6 (43). – P. 25–32.

106. Шиманский Ю.А. Проектирование прерывистых связей судового корпуса / Ю.А. Шиманский. – Ленинград: Судпромгиз, 1949. – 160 с.

107. Навроцкий Д.И. Прочность сварных соединений / Д.И. Навроцкий. – Москва, Ленинград: Машгиз, 1961. – 176 с.

108. Тимошенко С.П. Теория упругости / С.П. Тимошенко, Дж. Гудьер. – Москва: Наука, 1975. – 576 с. – (Под ред. Г.С. Шапиро).

109. Демидов С.П. Теория упругости / С.П. Демидов. – Москва: Высшая школа, 1979. – 432 с. – (Учебник для вузов).

110. Теребушко О.И. Основы теории упругости и пластичности / О.И. Теребушко. – Москва: Наука, 1984. – 320 с.

111. Навроцкий Д.И. Концентрация напряжений в сварных стыковых швах / Д.И. Навроцкий // *Труды ЛПИ* / Д.И. Навроцкий. – Ленинград: Машгиз, 1956. – № 183. Сварочное производство. – С. 36–41.

112. Навроцкий Д.И. Расчёт сварных конструкций с учётом концентрации напряжений / Д.И. Навроцкий. – Ленинград: Машиностроение, 1968. – 170 с.

113. Степанов В.В. Курс дифференциальных уравнений / В.В. Степанов. – Москва: ГИФМЛ, 1959. – 468 с. – (8-е изд., стереотип.).

114. Neuber H. Kerbspannungslehre: Theorie der Spannungskonzentration Genaue Berechnung der Festigkeit / H. Neuber. – Berlin: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2001. – 326 s. – (Vierte Verlag). – (Klassiker der Technik).

115. Папкович П.Ф. Теория упругости / П.Ф. Папкович. – Москва, Ленинград: ОБОРОНГИЗ, 1939. – 640 с.

116. Копельман Л.А. Основы теории прочности сварных конструкций / Л.А. Копельман. – Санкт-Петербург: Лань, 2010. – 464 с. – (2-е изд., испр.). – (Учебное пособие).

117. Копельман Л.А. Сопротивляемость сварных узлов хрупкому разрушению / Л.А. Копельман. – Ленинград: Машиностроение, 1978. – 232 с.

118. Мусхелишвили Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости / Н.И. Мусхелишвили. – Москва: Наука, 1966. – 708 с. – (5-е изд., испр. и доп.).

119. Кархин В.А. Распределение напряжений в сварных стыковых соединениях при растяжении / В.А. Кархин, А.А. Ксенофонтов // Известия вузов. Машиностроение. – 1985. – №2. – С. 136–139.

120. Кархин В.А. Влияние формы сварного шва на распределение напряжений при растяжении стыковых соединений большой толщины / В.А. Кархин // Автоматическая сварка. – 1985. – №9. – С. 25–28.

121. Кархин В.А. Концентрация напряжений в сварных стыковых соединениях / В.А. Кархин, Л.А. Копельман // Известия вузов. Машиностроение. – 1977. – №6. – С. 186–188.

122. Березовский Б.М. Коэффициент концентрации напряжений в стыковых сварных соединениях / Б.М. Березовский, О.А. Бакши // Тематический сборник научных трудов ЧПИ / Б.М. Березовский. – Челябинск: ЧПИ, 1981. – №266. Вопросы сварочного производства. – С. 3–10.

123. Турмов Г.П. Определение коэффициента концентрации напряжений в сварных соединениях / Г.П. Турмов // Автоматическая сварка. – 1976. – №10. – С. 14–16.

124. Стаканов В.И. О расчёте коэффициента концентрации напряжений в стыковых сварных соединениях / В.И. Стаканов, В.И. Костылев, Ю.И. Рыбин // Автоматическая сварка. – 1987. – №11. – С. 19–23.

125. Pilkey W.D. Peterson's stress concentration factors / W.D. Pilkey, D.F. Pilkey. – Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc, 2008. – 560 p. – (Third edition).

126. Karkhin V.A. Stress concentration in butt welds / V.A. Karkhin, L.A. Kopel'man // Welding Production. – 1976. – №2 (23). – P. 8–9.

127. Gorynin I.V. Design-technological strength of welded joints of off-shore structures / I.V. Gorynin, A.V. Iljin, V.P. Leonov, V.A. Malyshevsky // The Paton Welding Journal. – 2000. – №9. – P. 26–33.

128. Tkacz P. Rozwój metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Część 1. Metody tradycyjne / P. Tkacz, A. Moltasov // Biuletyn Instytutu Spawalnictwa. – 2017. – №4. – S. 52–56.

129. Махненко В.И. Расчет коэффициентов концентрации напряжений в сварных соединениях со стыковыми и угловыми швами / В.И. Махненко, Р.Ю. Мосенкис // Автоматическая сварка. – 1985. – №8. – С. 7–18.

130. Sunamoto D. A new evaluation method on the fatigue strength of welded joints / D. Sunamoto, T. Yamauchi, M. Matoba // Technical Review - Mitsubishi Heavy Industries. – 1979. – №3 (16). – P. 211–220.

131. Петин С.В. Основы инженерных расчетов усталости судовых конструкций / С.В. Петин. – Ленинград: Судостроение, 1990. – 224 с.

132. Lehrke H.-P. Berechnung von Formzahlen für Schweißverbindungen / H.-P. Lehrke // Konstruktion. – 1999. – №1-2 (51). – P. 47–52.

133. Kiyak Y. Extended parametric equations for weld toe stress concentration factors and through-thickness stress distributions in butt-welded plates subject to tensile and bending loading / Y. Kiyak, M. Madia, U. Zerbst // Welding in the World. – 2016. – №6 (60). – P. 1247–1259.

134. Tkacz P. Rozwój metod oceny stanu naprężenia w elementach konstrukcji spawanych. Część 2. Metody najnowsze / P. Tkacz, A. Moltasov // Biuletyn Instytutu Spawalnictwa. – 2017. – №5. – S. 98–103.

135. Hentschel K. Weld geometry as a factor controlling the fatigue strength of butt welded joints / K. Hentschel, P. Berger, K. Rossler, M. Schmidt // *Welding International*. – 1990. – №6 (4). – P. 494–499.

136. Moltasov A.V. A study of the stress state in stress concentration zones under tension of an asymmetrically reinforced butt-welded joint / A.V. Moltasov // *Strength of Materials*. – 2017. – №5 (49). – P. 718–725.

137. Цумарев Ю.А. Влияние асимметрии односторонних стыковых швов на распределение напряжений в сварном соединении / Ю.А. Цумарев // *Сварка и диагностика*. – 2010. – №5. – С. 24–27.

138. Ermolaev G.V. Effect of weld convexity sizes on stress state of butt joint during tension / G.V. Ermolaev, V.A. Martynenko, I.V. Marunich // *The Paton Welding Journal*. – 2014. – №8. – P. 26–32.

139. Кархин В.А. Влияние геометрических параметров стыковых, тавровых и крестовых соединений на коэффициент концентрации напряжений / В.А. Кархин, В.И. Костылев, В.И. Стаканов // *Автоматическая сварка*. – 1988. – №3. – С. 6–11.

140. Goytisolo R. Improved scheme of analysis and stress computation in lap welded joints with fillet welds transversely and longitudinally loaded / R. Goytisolo, H. Hernandez, J. Moya, I.M. Jackson // *Proceedings of 2005 ASME International Mechanical Engineering Congress and Exposition*. – Orlando, Nov. 5-11, 2005. – P. 757–762. – (Design Engineering, Parts A and B).

141. Knysh V.V. Improvement of fatigue strength of overlap joints of sheet aluminium alloys made by fusion welding / V.V. Knysh, I.N. Klochkov, I.V. Berezin // *The Paton Welding Journal*. – 2013. – №3. – P. 51–53.

142. Молтасов А.В. Инженерный метод расчёта коэффициента концентрации напряжений в нахлесточном сварном соединении при растяжении и изгибе / А.В. Молтасов, И.Н. Клочков, В.В. Кныш // *Вісник НТУУ «КПІ». Серія машинобудування*. – 2013. – №3 (69). – С. 150–157.

143. Проектирование сварных конструкций в машиностроении / [С.В. Вершинский, В.А. Винокуров, С.А. Куркин и др.]. – Москва: Машиностроение, 1975. – 376 с. – (Под ред. С.А. Куркина).

144. Iida K. Stress concentration factor formulae widely used in Japan / K. Iida, T. Uemura // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 1996. – №6 (19). – P. 779–786.

145. da Silva L.F.V. Advanced joining processes. Welding, plastic deformation, and adhesion / L.F.V. da Silva, M. El-Zein, P.A.F. Martins. – Amsterdam, Oxford, Cambridge: Elsevier, 2021. – 385 p. – (First edition).

146. Коростылёв Л.И. Анализ микрогеометрических параметров стыковых и угловых сварных швов конструктивных узлов / Л.И. Коростылёв, Д.Ю. Литвиненко // *Збірник наукових праць НУК*. – 2015. – №2 (458). – С. 28–34.

147. Makhnenko V.I. Strength calculation of welded joints with crack-like imperfections / V.I. Makhnenko, V.E. Pochynok. – Kiev: E.O. Paton Electric Welding Institute, NASU, 2006. – 266 p.

148. Верховский А.В. Гипотеза ломаных сечений и её применение к расчёту стержней сложной конфигурации / А.В. Верховский // *Известия ТПИ*. – 1947. – №1 (61). – С. 3–46.

149. Афанасьев Н.Н. Статистическая теория усталостной прочности / Н.Н. Афанасьев // *Журнал технической физики*. – 1940. – №19. – С. 1553–1558.

150. Афанасьев Н.Н. Статистическая теория усталостной прочности металлов / Н.Н. Афанасьев. – Киев: Издательство АН УССР, 1953. – 105 с.

151. Al-Mukhtar A.M. A finite element calculation of stress intensity factors of cruciform and butt welded joints for some geometrical parameters / A.M. Al-Mukhtar, S. Henkel, H. Biermann, P. Hübner // *Jordan Journal of Mechanical and Industrial Engineering*. – 2009. – №4 (3). – P. 236–245.

152. Труфяков В.И. Усталость сварных соединений / В.И. Труфяков. – Киев: Наукова думка, 1973. – 216 с. – (Монография).

153. Справочник машиностроителя / [Андреева Л.Е., Бидерман В.Л., Бояршинов С.В. и др.]. – Москва: Машгиз, 1956. – 566 с. – (3-е изд. испр. и доп.). – (Под ред. Н.С. Ачеркана). – (Том 3).

154. Определение напряжений в опасных сечениях деталей сложной формы. Метод неплоских сечений / [А.В. Верховский, В.П. Андронов, В.А. Ионов и др.]. – Москва: Машгиз, 1958. – 147 с.

155. Maunsell F.G. Stresses in a notched plate under tension / F.G. Maunsell // *Philosophical Magazine. Series 7.* – 1936. – №142 (21). – P. 765–773.

156. Sanders W.W. Effect of external geometry on the fatigue behavior of welded joints / W.W. Sanders, A.T. Derecho, W.H. Munse // *Welding Journal.* – 1965. – №2 (44). – P. 49–55.

157. Yamaguchi I. On the fatigue strength of structural steels for ships / I. Yamaguchi, Y. Terada, A. Nitta // *Journal of the Society of Naval Architects of Japan.* – 1964. – №6 (115). – P. 89–99.

158. Lieurade H.P. Évaluation de la qualité des soudures vis-à-vis de la résistance à la fatigue / H.P. Lieurade, I. Huther, D. Lebaillif // *Mecanique et Industries.* – 2005. – №2 (6). – P. 133–143.

159. Sviridov V.A. Calculation of the optimum geometry of butt welded joints using a computer / V.A. Sviridov // *Welding Production.* – 1985. – №11 (32). – P. 40–44.

160. Бельчук Г.А. О некоторых закономерностях формирования сварного шва в месте сопряжения шва с основным металлом / Г.А. Бельчук, В.С. Налетов // Тематический сборник научных трудов ЛКИ / Г.А. Бельчук. – Ленинград: ЛКИ, 1972 – №79. Сварка в судостроении. – С. 32–35.

161. Бельчук Г.А. Сварные соединения в корпусных конструкциях / Г.А. Бельчук. – Ленинград: Судостроение, 1969. – 280 с.

162. Sohn M. Einfluss der Nahtform auf das Zähigkeitsverhalten von Schweißverbindungen / M. Sohn, H.P. Fehr // *Schweißtechnik.* – 1969. – №3 (19). – S. 131–134.

163. Richter E. Einfluss der äußeren Nahtform auf die Ermüdungsfestigkeit von Schweißverbindungen / E. Richter, D. Cottin // *Schweißtechnik*. – 1969. – №7 (19). – S. 320–322.

164. Аснис А.Е. Влияние радиуса сопряжения шва с основным металлом на сопротивление усталости сварных соединений / А.Е. Аснис, Г.А. Иващенко, Я.Э. Андерсон // *Автоматическая сварка*. – 1982. – №4. – С. 48–51.

165. Shonin V.A. Low-cycle fatigue of welded butt joints made from alloy AMg6 in inert atmosphere / V.A. Shonin, A.G. Poklyatsky // *The Paton Welding Journal*. – 2001. – №3. – P. 18–22.

166. Березовский Б.М. Особенности формирования зоны перехода от усиления стыкового шва к основному металлу / Б.М. Березовский, В.А. Стихин // Тематический сборник научных трудов ЧПИ / Б.М. Березовский. – Челябинск: ЧПИ, 1981. – №266. Вопросы сварочного производства. – С. 99–106.

167. Бельчук Г.А. Приближенный расчёт геометрической формы и коэффициента концентрации напряжений сварных стыковых соединений по режиму сварки / Г.А. Бельчук. – Ленинград: ЛДНТП, 1964. – 33 с.

168. Kaufmann P. Ermüdungsverhalten von Stumpfnähten / P. Kaufmann // *Schweißtechnik*. – 20 (1970). – №1. – S. 38–41.

169. Пацкевич И.Р. Поверхностные явления при сварке металлов / И.Р. Пацкевич, В.Р. Рябов, Г.Ф. Деев. – Киев: Наукова думка, 1991. – 240 с. – (Отв. ред. Д.М. Рабкин; АН УССР. Институт электросварки им. Е.О. Патона).

170. Панков В.В. Мера формы сварного шва как основа разработки цифровых технологий оценки качества сварных швов / В.В. Панков, С.В. Панков, И.Г. Богородский, В.М. Букин // *Журнал нефтегазового строительства*. – 2015. – №2. – С. 20–26.

171. Molski K.L. Stress concentration factors for butt-welded plates subjected to tensile, bending and shearing loads / K.L. Molski, P. Tarasiuk // *Materials*. – 2020. – №8 (13). – Article number 1798.

172. Кирьянов Д.В. Mathcad 14 / Д.В. Кирьянов. – Санкт-Петербург: БХВ-Петербург, 2007. – 704 с.

173. Бугров Я.С. Высшая математика / Я.С. Бугров, С.М. Никольский. – Москва: Дрофа, 2004. – 512 с. – (6-е изд., стереотип.). – (Под ред. В.А. Садовниченко). – (Том 2. Дифференциальное и интегральное исчисление). – (Учебник для вузов).

174. Berezovskii V.M. Effect of surface tension forces on the formation of reinforcement in the welded joint / V.M. Berezovskii, V.A. Stikhin // *Welding Production*. – 1977. – №1 (24). – P. 54–57.

175. Mashin V.S. Consumable electrode pulsed argon-arc welding of sheet aluminium alloys / V.S. Mashin, M.P. Pashulya, V.A. Shonin, I.N. Klochkov // *The Paton Welding Journal*. – 2010. – №5. – P. 38–41.

176. Шонин В.А. Сопротивление малоциклового усталости сварных соединений панелей из сплава 1915Т / В.А. Шонин, В.В. Якубовский, В.Г. Игнатъев // *Автоматическая сварка*. – 1991. – №1. – С. 22–25.

177. Influence of the dimensions of a specimen of aluminium alloy welded joint on the residual stressed state and fatigue resistance / [V.A. Shonin, O.I. Gushcha, V.S. Mashin et al.] // *The Paton Welding Journal*. – 2005. – №2. – P. 18–28.

178. Исследовать сопротивление усталости сварных соединений алюминиевых сплавов, выполненных современными способами сварки: отчёт о НИР (заключ.) / ИЭС им. Е.О. Патона НАН Украины; рук. Кирьян В. И.; исполн.: Кныш В.В., Ковальчук В.С., Соловей С.А. и др. // № ГР 0107U004035. – Киев, 2011. – 139 с.

179. Довговічність стикових з'єднань тонколистових сплавів АМГб і Д16, виконаних зварюванням плавким електродом (MIG Pulse) / [В.І. Кир'ян, В.А. Шонін, І.М. Клочков та ін.] // *Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів і конструкцій*. – 2009. – Вип. 8. – С. 189–203.

180. Knysh V.V. Increase of fatigue resistance of sheet welded joints of aluminum alloys using high-frequency peening / V.V. Knysh, I.N. Klochkov, M.P. Pashulya, S.I. Motrunich // *The Paton Welding Journal*. – 2014. – №5. – P. 21–27.

181. Moltasov A.V. Calculation of the radius of transition of the weld to base metal of aluminium alloy welded joints / A.V. Moltasov, I.N. Klochkov // *The Paton Welding Journal*. – 2019. – №9. – P. 40–42.

182. Lin M.L. Influence of arc pressure on weld pool geometry / M.L. Lin, T.W. Eagar // *Welding Journal (Miami, Fla.)*. – 1985. – №6 (64). – P. 163–169.

183. Mashin V.S. Features of consumable electrode pulsed-arc welding of aluminium alloys without application of forming backing elements / V.S. Mashin, M.P. Pashulya // *The Paton Welding Journal*. – 2010. – №3. – P. 43–49.

184. Сварка встык алюминиевых сплавов без подкладок / [Б.А. Стебловский, В.П. Будник, М.Г. Буцько и др.] // *Автоматическая сварка*. – 1985. – №3. – С. 71–72.

185. Ищенко Ю.С. Влияние степени локализации газодинамического давления дуги на деформацию лицевой и корневой поверхностей ванны при сварке на весу / Ю.С. Ищенко, Г.Л. Хасьянова, В.А. Букаров // *Сварочное производство*. – 1989. – №12. – С. 33–34.

186. Moltasov A.V. Stress concentration in butt welded joints made without the use of linings for the formation of the root of the seam / A.V. Moltasov, M.M. Dyman // *Welding International*. – 2021. – №3 (36). – P. 181–186.

187. Рабкин Д.М. Дуговая сварка алюминия и его сплавов / Д.М. Рабкин, В.Г. Игнатъев, И.В. Довбищенко. – Москва: Машиностроение, 1982. – 95 с.

188. Аснис А.Е. Повышение прочности сварных соединений при переменных нагрузках / А.Е. Аснис, Г.А. Иващенко // *Автоматическая сварка*. – 1967. – №10 (175). – С. 36–39.

189. Lobanov L.M. Enhancement of the service life of welded metal structures by high-frequency mechanical peening / L.M. Lobanov, V.I. Kyr'yan, V.V. Knysh // *Materials Science*. – 2006. – №1 (42). – P. 54–60.

190. Weld toe modification using spherical-tip WC tool FSP in fatigue strength improvement of high-strength low-alloy steel joints / [H. Yamamoto, Y. Danno, K. Ito et al.] // *Materials and Design*. – 2018. – 160. – P. 1019–1028.

191. Андерсон Я.Э. Применение аргодуговой обработки при изготовлении рам тележек электро- и дизельпоездов / Я.Э. Андерсон // *Сборник научных статей / Я.Э. Андерсон*. – Киев: ИЭС им. Е.О. Патона АН УССР, 1983. – Аргодуговая обработка сварных соединений. – С. 32–38.

192. Молтасов А.В. Инженерный метод исследования напряжённого состояния в зонах концентрации сварных соединений с симметричным усилением / А.В. Молтасов, П.Н. Ткач, С.И. Мотрунич // *Mechanics and Advanced Technologies*. – 2017. – №1 (79) – С. 82–90.

193. Фихтенгольц Г.М. Курс дифференциального и интегрального исчисления / Г.М. Фихтенгольц. – Москва: ФИЗМАТЛИТ, 2003. – 864 с. – (8-е изд.). – (Том 2).

194. Николаев Г.А. Расчёт сварных соединений и прочность сварных конструкций / Г.А. Николаев. – Москва: Высшая школа, 1965. – 452 с.

195. Herrera H.H. Stress in butt welded joints of open profiles under torsion [Tensiones en uniones soldadas a tope con perfiles abiertos bajo torsión] / H.H. Herrera, R.G. Espinosa, J.J.C. Eras, M.B. Morejon // *Ingeniare*. – 2015. – №4 (23). – P. 638–646.

196. Бельчук Г.А. Исследование коэффициентов концентрации в некоторых типах сварных соединений / Г.А. Бельчук, С.И. Репин, О.Н. Лычёв // *Труды Ленинградского кораблестроительного ин-та*. – 1956. – Вып. 18. – С. 53–62.

197. Stress analysis and fatigue of welded structures / [A. Chattopadhyay, G. Glinka, M. El-Zein et al.] // *Welding in the World*. – 2011. – №7-8 (55). – P. 2–21.

198. Tsumarev Yu.A. Effect of off-centre tensile loading on the stress state of butt-welded joints / Yu.A. Tsumarev // *Welding International*. – 2011. – №11 (25). – P. 872 – 875.

199. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике / М.Я. Выгодский. – Москва: Наука, 1977. – 872 с. – (12-е изд. стереотип.).

200. Дослідження напруженого стану в зонах концентрації напружень стикових зварних з'єднань з одностороннім підсиленням: звіт про НДР (заключн.) / ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України; кер. А.В. Молтасов; викон.: П.М. Ткач. – № ДР 0118U100051. – Київ, 2018. – 78 с.

201. Moltasov A. Badania lokalnego stanu naprężeń w obszarze niejednorodności geometrycznej doczołowych złączy spawanych z jednostronnym nadlewem / A. Moltasov, S. Motrunich // Biuletyn Instytutu Spawalnictwa. – 2017. – №4. – S. 64–71.

202. Мотруніч С.І. Вплив способів зварювання та нерегулярного навантаження на опір втомі термічнозміцнених алюмінієвих сплавів: дис. канд. техн. наук: 05.03.06 – зварювання та споріднені процеси і технології / ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України. – Київ, 2017. – 160 с.

203. Investigation of fatigue strength and norms of emission of harmful substances in the air during MIG and TIG welding of 1460 aluminum-lithium alloy / [A. Lukianenko, T.M. Labur, A.G. Poklyatskyi et al.] // FME Transactions. – 2019. – №3 (47). – P. 608–612.

204. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров. Определения, теоремы, формулы / Г. Корн, Т. Корн. – Москва: Наука, 1977. – 832 с. – (4-е изд.). – (Перевод со 2-ого американского перераб. изд. под общ. ред. И.Г. Арамановича).

205. Poklyatsky A.G. Some advantages of butt joints of thin wrought aluminum alloys AMg5M and AMg6M produced by FSW, compared to TIG-welded joints / A.G. Poklyatsky, I.N. Klochkov, S.I. Motrunich // The Paton Welding Journal. – 2015. – №7. – P. 16–21.

206. Moltasov A. Effect of load eccentricity on stress condition of butt welded joint with asymmetrical reinforcement / A. Moltasov, P. Tkach, O. Ustynenko, R. Protasov // Strojnicky Casopis. – 2022. – №1 (72). – P. 99–108.

207. Moltasov A. Effect of misalignment of axes in double-sided weld on stresses distribution in butt welded joints / A. Moltasov, P. Tkach, O. Ustynenko, R. Protasov // *Strojnický Casopis*. – 2023. – №1 (73). – P. 137–146.

208. Лабур Т.М. Оцінка ефективності технології ремонту елементів конструкцій ракет-носіїв / Т.М. Лабур, М.Р. Яворська, В.А. Коваль // Тези доповідей наукової конференції «Зварювання та технічна діагностика для відновлення економіки України». – Київ: Міжнародна асоціація «Зварювання», 2022. – С. 45. – (Під ред. О.Т. Зельніченка).

209. Zhu J. Evaluation of local stress-based fatigue strength assessment methods for cover plates and T-joints subjected to axial and bending loading / J. Zhu, I. Barsoum, Z. Barsoum, M. Khurshid // *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*. – 2022. – №9 (45). – P. 2531–2548.

210. Factors affecting the fatigue strength of thin-plates in large structures / [H. Remes, J. Romanoff, I. Lillemäe et al.] // *International Journal of Fatigue*. – 2017. – 101. – P. 397–407.

211. Lillemäe I. Fatigue strength of welded butt joints in thin and slender specimens / I. Lillemäe, H. Lammi, L. Molter, H. Remes // *International Journal of Fatigue*. – 2012. – 44. – P. 98–106.

212. Mancini F. Stress magnification factor for angular misalignment between plates with welding-induced curvature / F. Mancini, H. Remes, J. Romanoff, B. Reinaldo Goncalves // *Welding in the World*. – 2020. – №4 (64). – P. 729–751.

213. Савин Г.Н. Распределение напряжений около отверстий / Г.Н. Савин. – Киев: Наукова думка, 1968. – 891 с.

214. Панов Б.В. Влияние длины плеча изгибающего момента на концентрацию напряжений в галтелях / Б.В. Панов // *Вестник машиностроения*. – 1953. – №1. – С. 33–34.

215. Космодамианский А.С. Плоская задача теории упругости для пластин с отверстиями, вырезами и выступами / А.С. Космодамианский. – Киев: Вища школа, 1975. – 228 с.

216. Олейник Н.В. Ускоренные испытания на усталость / Н.В. Олейник, С.П. Скляр. – Киев: Наукова думка, 1985. – 304 с.
217. Кудрявцев И.В. Внутренние напряжения как резерв прочности в машиностроении / И.В. Кудрявцев. – Москва: Машгиз, 1951. – 278 с.
218. Шеверницкий В.В. Экспериментальные исследования влияния остаточных напряжений на выносливость сварного соединения при вибрационной нагрузке / В.В. Шеверницкий, В.И. Труфяков // Автоматическая сварка. – 1952. – №4. – С. 5–10.
219. Trufyakov V.I. Welded joints and residual stresses / V.I. Trufyakov // British Welding Journal – 1958. – №11 (5). – P. 491–498.
220. Ободовский Б.А. Сопротивление материалов в примерах и задачах / Б.А. Ободовский, С.Е. Ханин. – Харьков: Вища школа, 1982. – 344 с. – (4-е изд., перераб. и доп.).
221. Сварка в машиностроении / [В.А. Винокуров, А.Д. Гитлевич, К.А. Грачёва и др.]. – Москва: Машиностроение, 1979. – 567 с. – (Т. 3 под ред. В.А. Винокурова). – (Справочник в 4 томах).
222. Касаткин Б.С. Экспериментальные исследования сварочных напряжений и деформаций / Б.С. Касаткин, Л.М. Лобанов, В.В. Волков, В.А. Пивторак. – Киев: Наукова думка, 1976. – 150 с.
223. Гузь А.Н. Введение в акустоупругость / А.Н. Гузь, Ф.Г. Махорт, О.И. Гуца. – Киев: Наукова думка, 1977. – 152 с.
224. Гуца О.И. Оценка объёмного напряжённого состояния металла сварных соединений акустическим методом / О.И. Гуца // Автоматическая сварка. – 1986. – №4. – С. 14–15, 23.
225. Контроль напряжений на основе использования подповерхностных акустических волн / [О.И. Гуца, В.Н. Смиленко, В.Г. Кот и др.] // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 2009. – №1. – С. 11–13.
226. Дайчик М.Л. Методы и средства натурной тензометрии / М.Л. Дайчик, Н.И. Пригоровский, Г.Х. Хуршудов. – Москва: Машиностроение, 1989. – 240 с. – (Справочник). – (Основы проектирования машин).

227. Экспериментальная механика / [А. Дюрелли, Дж. Холл, Ф. Стерн и др.]. – Москва: Мир, 1990. – 552 с. – (Кн. 2. Под ред. А. Кобаяси). – (В 2-х кн.).

228. Lobanov L.M. Procedure for determination of residual stresses in welded joints and structural elements using electron speckle-interferometry / L.M. Lobanov, V.A. Pivtorak, V.V. Savitsky, G.I. Tkachuk // The Paton Welding Journal. – 2006. – №1. – P. 24–29.

229. Lobanov L.M. Using electronic speckle interferometry for the accurate determination of the residual stresses in welded joints and structural members / L.M. Lobanov, V.A. Pivtorak, V.V. Savitskii, G.I. Tkachuk // Welding International. – 2010. – №6 (24). – P. 439–443.

230. Лобанов Л.М. Определение остаточных напряжений в элементах конструкций на основе применения электронной спекл-интерферометрии и метода конечных элементов / Л.М. Лобанов, В.А. Пивторак, В.В. Савицкий, Г.И. Ткачук // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 2006. – №4. – С. 15–19.

231. Патон Е.О. Влияние усадочных напряжений на прочность сварных конструкций / Е.О. Патон, Б.И. Горбунов, Д.И. Бернштейн // Автогенное дело. – 1937. – №7. – С. 4–15.

232. Николаев Г.А. Деформации при сварке конструкций / Г.А. Николаев, Н.Н. Рыкалин. – Москва: Изд-во АН СССР, 1943. – 152 с.

233. Knysh V.V. Accumulation of fatigue damage in tee welded joints of 09G2S steel in the initial condition and after strengthening by high-frequency mechanical peening / V.V. Knysh, S.A. Solovey, A.Z. Kuzmenko // The Paton Welding Journal. – 2008. – №10. – P. 10–15.

234. Сопротивление материалов / [А.Ф. Смирнов, А.В. Александров, Н.И. Монахов и др.]. – Москва: Трансжелдориздат, 1961. – 592 с. – (Под общ. ред. А.Ф. Смирнова).

235. Fracture resistance under static, dynamic and cyclic loading of welded joints of AA2219 alloy obtained by TIG / [S. Motrunich, A. Milenin, V. Knysh et al.] // Mechanical Technology and Structural Materials. – 2023. – 60. – P. 209–215.

236. Neuber H. Theory of stress concentration for shear-strained prismatic bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law / H. Neuber // *Journal of Applied Mechanics Transactions ASME*. – 1961. – №4 (28). – P. 544–550.

237. Molski K. A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root / K. Molski and G. Glinka // *Materials Science and Engineering*. – 1981. – №1 (50). – P. 93–100.

238. Testin R.A. Predicting the fatigue resistance of steel weldments / R.A. Testin, J.-Y. Yung, F.V. Lawrence, Jr. and R.C. Rice // *Welding Journal (Miami, Fla)* – 1987. – №4 (66). – P. 93–98.

239. Lawrence F.V. Predicting the fatigue resistance of welds / F.V. Lawrence, N.-J. Ho, P. K. Mazumdar // *Annual Review of Materials Science*. – 1981. – 11. – P. 401–425.

240. Kobayashi A.S. Handbook on experimental mechanics / A.S. Kobayashi. – Englewood Cliffs, New Jersey: Prentice Hall, 1987. – 1002 p. – (Subsequent edition).

241. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести / Н.Н. Малинин // Москва: Машиностроение, 1968. – 400 с. – (Учебник для студентов вузов).

242. Корнілов О.А. Опір матеріалів / О.А. Корнілов. – Київ: Основа, 2005. – 552 с. – (4-е вид., перероб. і доп.). – (Підручник для технічних вишів).

243. Tavakkoli F. A new simple method for calculating notch root stress and strain of plane problems subjected to monotonic loading up to general yielding / F. Tavakkoli, R. Ghajar // *Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering*. – 2020. – №8 (42). – Article number 437.

244. Можаровський М.С. Теорія пружності, пластичності і повзучості / М.С. Можаровський. – Київ: Вища школа, 2002. – 308 с.

245. Ильюшин А.А. Пластичность / А.А. Ильюшин. – Москва, Ленинград: ОГИЗ, 1948. – 376 с. – (Часть 1. Упруго-пластические деформации).

246. Hobbacher A.F. Recommendations for fatigue design of welded joints and components / A.F. Hobbacher, J. Baumgartner. – Genova, Italy: Springer Cham, 2024. – 217 p. – (Third edition). – (IIW Collection).

247. Механическое поведение материалов при различных видах нагружения / [В.Т. Трощенко, А.А. Лебедев, В.А. Стрижало и др.]. – Киев: Логос, 2000. – 571 с.

248. Трощенко В.Т. Усталость и неупругость металлов / В.Т. Трощенко. – Киев: Наукова думка, 1971. – 267 с.

249. Когаев В.П. Расчёты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность / В.П. Когаев, Н.А. Махутов, А.П. Гусенков. – Москва: Машиностроение, 1985. – 224 с. – (Справочник). – (Основы проектирования машин).

250. Молтасов А.В. Розрахункова оцінка границі витривалості стикових зварних з'єднань алюмінієвих сплавів за границею текучості / А.В. Молтасов, В.О. Стрижало // Тези доповідей загально університетської науково-технічної конференції молодих вчених та студентів, присвяченої дню Науки. Секція «Машинобудування». Частина 1. – Київ: НТУУ «КПІ», ММІ, 2010. – С. 16–17.

## ДОДАТОК А

### Акт впровадження результатів дисертаційної роботи у промисловість

|   |   |
|---|---|
| <p>«Затверджую»<br/>         Генеральний директор<br/>         ТОВ «Союзенергомаш»<br/>         А.М. САМАРСЬКИЙ<br/>         «31» січня 2017 р.</p>  | <p>«Затверджую»<br/>         Заст. директора ІЕЗ ім. Є.О. Патона<br/>         академик НАН України<br/>         Л.М. ЛОБАНОВ<br/>         «19» січня 2017 р.</p>  |
|---|---|

#### АКТ

*Про використання, розробленого в ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України, нового методу розрахунку напруженого стану в зонах концентрації напружень, викликаної геометричною неоднорідністю конструктивних елементів в околі зварних швів, який дозволяє проводити перевірочні розрахунки на статичну міцність зварних конструкцій*

Ми, що підписалися нижче, представники ТОВ «Союзенергомаш» начальник технічного відділу ГОГОЛЄВ О.Я., головний зварювальник АВДЮШКІН А.О. – з одного боку та представники ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України – науковий співробітник відділу № 3 «Міцність зварних конструкцій», к.т.н. МОЛТАСОВ А.В., старший науковий співробітник відділу № 3 «Міцність зварних конструкцій», к.т.н., доц. ТКАЧ П.М. з іншого боку, склали дійсний акт про те, що на ТОВ «Союзенергомаш» були використані та задіяні методи розрахунку напруженого стану в зонах концентрації напружень, викликаної геометричною неоднорідністю конструктивних елементів в околі зварних швів, при конструюванні та оцінці статичної міцності конструкції зварного диска робочого колеса димососа для Ладижинської ТЕС ПАТ «ДТЕК Західенерго». Використання розрахунків дозволило раціонально підібрати зварну конструкцію диска, яка відповідає вимогам щодо міцності та надійності.

Від ТОВ «Союзенергомаш»  
 Начальник технічного відділу  
 \_\_\_\_\_ О.Я. ГОГОЛЄВ

Головний зварювальник  
 \_\_\_\_\_ А.О. АВДЮШКІН

Від ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України  
 Науковий співробітник відділу № 3, к.т.н.  
 \_\_\_\_\_ А.В. МОЛТАСОВ

Старший науковий співробітник відділу  
 № 3, к.т.н., доц.  
 \_\_\_\_\_ П.М. ТКАЧ

## ДОДАТОК Б

## Акт впровадження результатів дисертаційної роботи в навчальний процес

«Затверджую»  
 Директор ММІ НТУУ «КПІ»  
 член-кореспондент НАН України  
 М.І. БОБИР  
 2017 р.

«Затверджую»  
 Заст. директора ІЕЗ ім. Є.О. Патона  
 академик НАН України  
 Л.М. ЛОБАНОВ  
 2017 р.

## АКТ

*Про використання, розробленої в ІЕЗ ім. Є. О. Патона НАН України, методики встановлення характеристик опору втомі зварних з'єднань термічнозміцнених алюмінієвих сплавів, яка дозволяє прогнозувати довговічність та оцінювати накопичені втомні пошкодження у зварних елементах конструкції із зазначених сплавів при дії циклічних навантажень з постійними та змінними амплітудами.*

Ми, що підписалися нижче, представник ММІ НТУУ «КПІ» доцент кафедри «Динаміки та міцності машин та опору матеріалів», к.т.н., доц. ГРАБОВСЬКИЙ А.П. – з одного боку та представники ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України – молодший науковий співробітник відділу №3 «Міцність зварних конструкцій» МОТРУНІЧ С.І., старший науковий співробітник відділу №3 «Міцність зварних конструкцій», к.т.н. МОЛТАСОВ А.В. з іншого боку, склали даний акт про те, що на кафедрі «Динаміки та міцності машин та опору матеріалів» під час практичних занять з курсу «Теорія пошкоджуваності конструкційних матеріалів», використовуються отримані Мотрунічем С.І. результати експериментальних досліджень характеристик опору втомі зварних з'єднань тонколистових алюмінієвих сплавів. в залежності від концентрації напружень, рівня знеміцнення матеріалу в зоні з'єднання та залишкових напружень. Застосування розробленої методики дозволяє встановити особливості накопичення втомних пошкоджень при дії циклічних навантажень із постійними та змінними амплітудами в зварних елементах алюмінієвих конструкцій.

Від ММІ НТУУ «КПІ»  
 Доцент кафедри «Динаміки та  
 міцності машин і опору матеріалів»  
 к.т.н., доц.  
 А. П. ГРАБОВСЬКИЙ

Від ІЕЗ ім. Є.О. Патона НАН України  
 м.н.с. відділу № 3  
 С. І. МОТРУНІЧ  
 с.н.с. відділу № 3, к.т.н.  
 А. В. МОЛТАСОВ