

НАЦІОНАЛЬНА АКАДЕМІЯ НАУК УКРАЇНИ
ІНСТИТУТ МЕХАНІКИ ім. С.П. ТИМОШЕНКА

МОЛТАСОВ Андрій Валерійович



УДК 621.791.052.4:539.4.013.3

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

01.02.04 – механіка деформівного твердого тіла

РЕФЕРАТ

дисертації на здобуття наукового ступеня
доктора технічних наук

Київ – 2026

Дисертацією є рукопис.

Робота виконана в Інституті електрозварювання ім. Є.О. Патона Національної академії наук України.

Науковий консультант: член-кореспондент НАН України,
доктор технічних наук, професор
Книш Віталій Васильович,
Інститут електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН
України;
завідувач відділу міцності зварних конструкцій

Офіційні опоненти: академік НАН України,
доктор технічних наук, професор
Бобир Микола Іванович,
Національний технічний університет України
«КПІ ім. Ігоря Сікорського», науковий керівник
навчально-наукового Механіко-машинобудівного
інституту

член-кореспондент НАН України,
доктор технічних наук, професор
Майстренко Анатолій Львович,
Інститут надтвердих матеріалів ім. В.М. Бакуля НАН
України, завідувач відділу комп'ютерного
моделювання та механіки композиційних матеріалів

доктор технічних наук,
старший науковий співробітник
Леонець Віктор Адамович,
Інститут проблем міцності ім. Г.С. Писаренка НАН
України, провідний науковий співробітник відділу
високочастотних методів дослідження міцності і
дефектності матеріалів

Захист відбудеться " 7 " липеня 2026 р. о 11:00 на засіданні спеціалізованої
вченої ради Д 26.166.02 при Інституті механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України
за адресою: Україна, 03057, м. Київ, вул. П. Нестерова, 3
З дисертацією можна ознайомитися в бібліотеці Інституту механіки
ім. С.П. Тимошенка НАН України.

Автореферат розіслано " 5 " червня 2026 р.

Вчений секретар
спеціалізованої вченої ради Д 26.166.02
доктор технічних наук



Юрій СКОСАРЕНКО

ЗАГАЛЬНА ХАРАКТЕРИСТИКА РОБОТИ

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.

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 пластичної 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 від зварних швів до основного металу тощо являються потенціальними місцями передчасного зародження втомних тріщин.

Найвні на сьогоднішній день методи визначення напруженого стану в околі виступів, подібних за формою до стикового зварного шва, так чи інакше, стосуються односторонніх виступів або виступів, симетричних відносно лінії прикладення навантаження. Однак при розрахунку напружень на кореневій стороні стикового зварного з'єднання з асиметричним швом необхідно враховувати збільшення поперечного перерізу за рахунок підсилення на лицьовій стороні з'єднання та напруження згину, що виникають внаслідок ексцентриситету прикладання осевого 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 товстолистового 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 проекту 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 дослідження. 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 Ладижинській ТЕС ПАТ «ДТЕК Західенерго» замість імпортних аналогів.

Особистий внесок автора. 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 – сьогодення 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.

Об'єм 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.

Автор висловлює щире вдячність завідувачу науково-організаційного відділу ІЕЗ ім. Є.О. Патона кандидату технічних наук, доценту Павлу Миколайовичу Ткачу за проведення чисельних розрахунків методом скінчених елементів, результати яких були використані під час написання роботи.

ОСНОВНИЙ ЗМІСТ РОБОТИ

У **вступі** обґрунтовано актуальність дисертаційної роботи, сформульовані мета та задачі досліджень, відзначено наукову новизну і практичне значення отриманих результатів, наведено дані про структуру та обсяг роботи, її апробацію, зазначено особистий внесок автора.

У **першому розділі** проаналізовано вплив концентрації напружень на міцність, надійність та довговічність зварних з'єднань та описаний механізм взаємодії активних та залишкових зварювальних напружень (ЗЗН) в зонах концентрації. Розглянуто основні підходи щодо визначення характеристик опору втомі зварних з'єднань з наявними концентраторами напружень, зокрема метод «номінального напруження», метод «напруження в гарячій точці», метод «напруження в ефективному концентраторі» та деякі інші менш поширені у світовій практиці методи, вказано на їх переваги та недоліки.

Проведено літературний огляд щодо методів та підходів до визначення напружень у зонах концентрації стикових зварних з'єднань. Розглянуто аналітичні, чисельні та експериментальні методи дослідження напруженого стану в околі виступів, форма яких наближена до стикового зварного шва.

Серед аналітичних методів слід відзначити роботи Ю.А. Шиманського та Д.І. Навроцького, в яких за допомогою методу перерізів були знайдені розв'язки плоскої задачі теорії пружності в декартових координатах для виступів спрощеної форми. В роботах Г. Нойбера аналогічні розв'язки були знайдені в системі ортогональних криволінійних координат. За допомогою методу конформного відображення, який отримав значний розвиток в роботах Г.В. Колосова, М.І. Мухелішвілі, Г.М. Савіна та О.С. Космодам'янського, більш загальна задача теорії пружності щодо розподілу напружень в околі виступів була вирішена в роботах О.О. Бакші, Б.М. Березовського, В.А. Кархіна, Л.О. Копельмана та Г.П. Турмова.

Застосування чисельних розрахунків за допомогою МСЕ для дослідження напруженого стану зварних з'єднань набуло широкого розповсюдження завдяки роботам В.І. Махненка, О.В. Махненка, Ю.І. Рибіна та А.Ф. Хоббахера, а найбільш розповсюджені емпіричні формули для визначення ККН у стикових зварних з'єднаннях, отримані шляхом статистичної обробки чисельних експериментів, представлені в роботах В.І. Костилева, В.І. Стаканова, Ү. Кіyak, Е. Nakayama, D. Sunamoto та О. Ushirokawa.

Теоретичні основи застосування поляризаційно-оптичного методу для експериментального дослідження напруженого стану в околі званих швів закладено в роботах Г.О. Бельчука, Б.С. Касаткіна, Л.М. Лобанова, П.П. Міхеєва та В.І. Труфякова.

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.

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.

У другому розділі надано опис основних положень класичної гіпотези ламаних перерізів О.В. Верховського, встановлено причини виникнення розривів напружень у точках зламу перерізів та запропоновано спосіб їх усунення; на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані нові математичні формули для визначення ККН на лініях сплавлення шва з основним металом при розтягуванні або згинанні стикового зварного з'єднання з двостороннім симетричним підсиленням, встановлені межі відносних розмірів шва, за яких ці формули дають достовірний результат.

У відповідності до класичної гіпотези ламаних перерізів 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 (рис. 1). При цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від осі пластини, отримує видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot \cos \alpha}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta \alpha} E, \quad (1)$$

так як згідно з побудовами на рис. 1

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

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

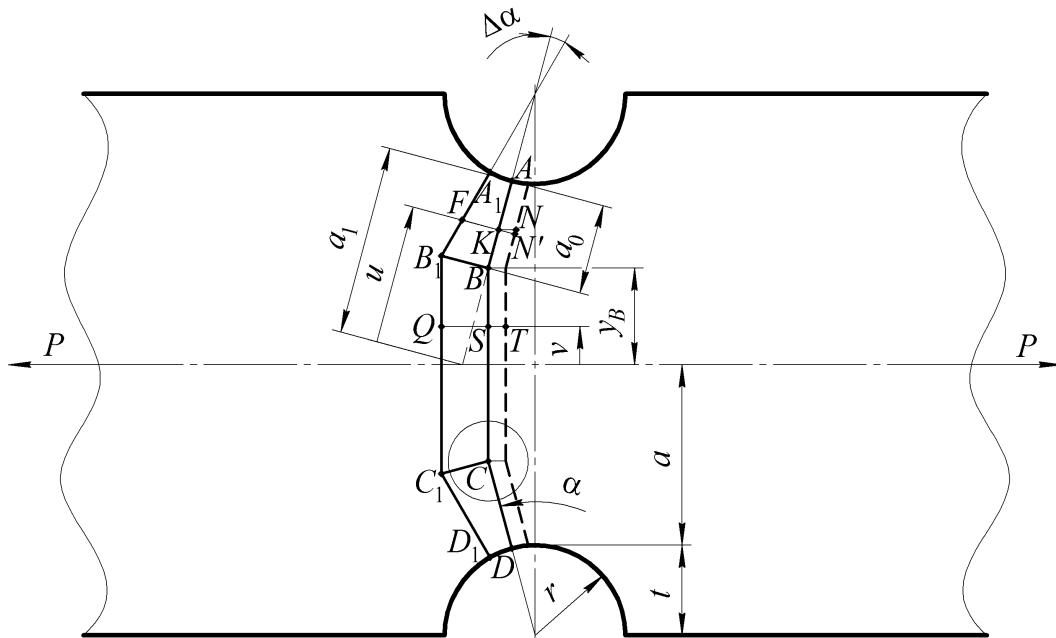


Рис. 1. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації пластини з вирізами та поступальне переміщення перерізу $ABCD$ при її розтягу за класичною гіпотезою.

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

$$\sigma_v^T = \frac{ST}{QS} = \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta\alpha \cdot \cos\alpha}, \quad (2)$$

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

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

Умова рівноваги зовнішніх та внутрішніх сил для пластини одиничної товщини має вигляд

$$P = 2 \int_{a_1-a_0}^{a_1} \sigma_u^T \cdot du \cdot \cos\alpha + 2 \int_0^{y_B} \sigma_v^T \cdot dv. \quad (3)$$

Підставивши вирази для напружень (1) та (2) в умову рівноваги (3), після інтегрування та перетворень отримаємо

$$\frac{KN \cdot E}{\Delta\alpha} = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2 \left(\cos^3\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (4)$$

Підставляючи отриману тотожність (4) у вирази (1) та (2), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу P та напруженнями відповідно на ділянках AB і CD

$$\sigma_u^T = \frac{P \cdot (r + a_0) \cdot \cos\alpha}{2 \left(\cos^3\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right) (r + a_1 - u)} \quad (5)$$

та BC

$$\sigma_v^T = \frac{P}{2 \left(\cos^3\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right) \cos\alpha}. \quad (6)$$

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 (6). Для визначення напруження в точці C (або B) за формулою (5) необхідно покласти в ній $u = a_1 - a_0$, тоді отримаємо

$$\sigma_{uC}^T = \sigma_u^T \Big|_{u=a_1-a_0} = \frac{P \cdot \cos\alpha}{2 \left(\cos^3\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (7)$$

Порівнявши формули (6) та (7), побачимо, що вони не співпадають. Отже, умова однозначності напружень в точках B та C не виконується.

В роботі було запропоновано припустити тепер, що переріз $ABCD$ переміщується поступально вздовж дотичних до контуру вирізу у точках A та D і займає положення, вказане пунктиром (рис. 2). Тоді напруження у волокні KF

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (8)$$

а у волокні QS

$$\sigma_v^T = \frac{ST}{QS} = \frac{KN \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta\alpha}, \quad (9)$$

оскільки тепер $ST = KN \cdot \cos\alpha$.

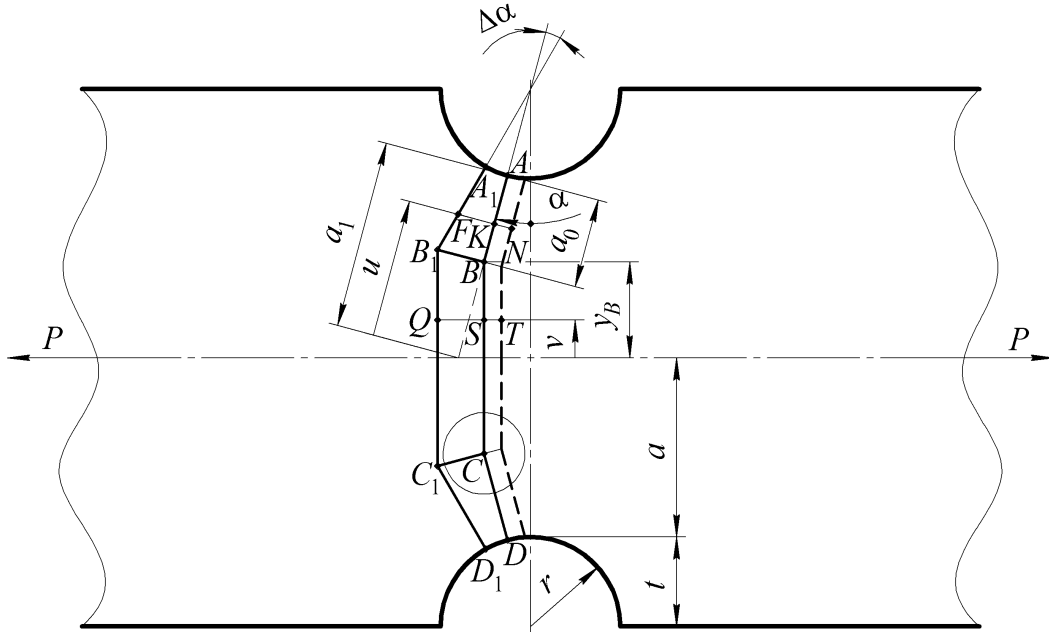


Рис. 2. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації пластини з вирізами та поступальне переміщення перерізу $ABCD$ при її розтягу за модифікованою гіпотезою.

Підставивши вирази для напружень (8) та (9) в умову рівноваги (3), після інтегрування та перетворень отримаємо

$$\frac{KN \cdot E}{\Delta\alpha} = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2 \left(\cos\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (10)$$

Підставляючи отриману тотожність (10) у вирази (8) та (9), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу P та напруженнями відповідно на ділянках AB і CD

$$\sigma_u^T = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2 \left(\cos\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right) (r + a_1 - u)} \quad (11)$$

та BC

$$\sigma_v^T = \frac{P}{2 \left(\cos\alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}. \quad (12)$$

Легко побачити, що поклавши у виразі (11) $u = a_1 - a_0$, отримаємо вираз (12), що свідчить про однозначність напружень у точках B та C при використанні гіпотези ламаних перерізів у запропонованій тут модифікації.

У відповідності до класичної гіпотези ламаних перерізів 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 (рис. 3). При цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від осі пластини, отримує видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження

$$\sigma_u^B = \frac{(y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0) \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (13)$$

так як видовження KN при згинанні згідно з побудовами на рис. 3 визначається як

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

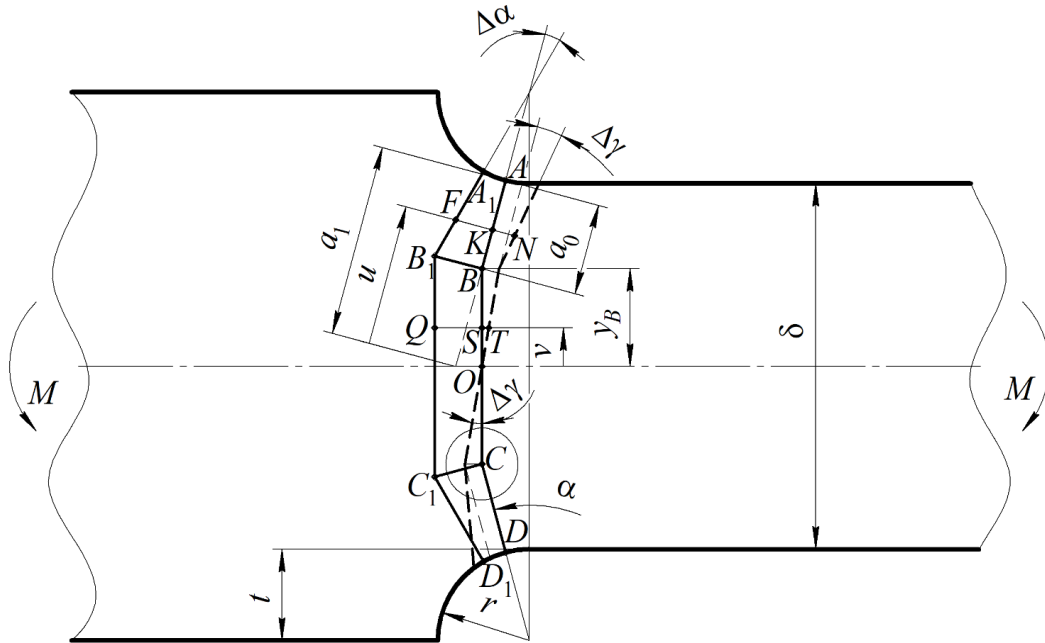


Рис. 3. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації полоси з галтелями та поворот перерізу $ABCD$ при її згинанні за класичною гіпотезою.

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

$$\sigma_v^B = \frac{v \cdot \Delta\gamma \cdot E}{(r + a_0) \cdot \Delta\alpha \cdot \cos \alpha}. \quad (14)$$

Умова рівноваги для полоси одиничної товщини при згинанні має вигляд

$$M = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \sigma_u^B \cdot (y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0) du + \int_0^{y_B} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (15)$$

Підставляючи вирази для напружень (13) та (14) в умову рівноваги (15), після інтегрування отримаємо

$$\frac{M}{2B_0} = \frac{\Delta\gamma \cdot E}{\Delta\alpha}, \quad (16)$$

де B_0 – геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні, яка залежить від α .

Підставляючи отриману тотожність (16) у вирази (13) та (14), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями відповідно на ділянках AB і CD

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B \cdot \cos \alpha + u - a_1 + a_0)}{2(r + a_1 - u) \cdot B_0} \quad (17)$$

та BC

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (18)$$

Оскільки точка B є спільною для ділянок AB та BC , то напруження в ній, визначене з виразів (17) та (18), має бути однаковим.

Для визначення напруження в точці B з виразу (17) необхідно покласти в ньому $u = a_1 - a_0$, тоді отримаємо

$$\sigma_{uB}^B = \frac{M \cdot y_B \cdot \cos \alpha}{2(r + a_0) \cdot B_0}. \quad (19)$$

Для визначення напруження в точці B з виразу (18) необхідно покласти в ньому $v = y_B$, тоді отримаємо

$$\sigma_{vB}^B = \frac{M \cdot y_B}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (20)$$

Як бачимо, формули (19) та (20) не співпадають. Отже, умова однозначності напружень в точці B і, відповідно, в точці C не виконується.

Припустимо тепер, що переріз $ABCD$ повертається таким чином, що точки B та C переміщуються вздовж дотичних до контуру галтелей у точках A та D , і займає положення, вказане пунктиром (рис. 4). Тоді напруження у волокні KF

$$\sigma_u^B = \frac{\left(\frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right) \Delta \gamma \cdot E}{(r + a_1 - u) \cdot \Delta \alpha}. \quad (21)$$

оскільки 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 (14), а умова рівноваги (15) набуде вигляду

$$M = 2 \int_{a_1 - a_0}^{a_1} \sigma_u^B \cdot \left(\frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right) du + 2 \int_0^{y_B} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (22)$$

Підставивши вирази для напружень (21) та (14) в умову рівноваги (22), після інтегрування та перетворень отримаємо (16), однак геометрична характеристика ламаного перерізу при згинанні B_0 відрізнятиметься.

Підставляючи тотожність (16) у вираз (21), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями на ділянках AB і CD

$$\sigma_u^B = \frac{M \left(\frac{y_B}{\cos \alpha} + u - a_1 + a_0 \right)}{2(r + a_1 - u) \cdot B_0}. \quad (23)$$

З виразу (23) у точці B ($u = a_1 - a_0$) матимемо

$$\sigma_{uB}^B = \frac{M \cdot y_B}{2(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (24)$$

Як бачимо, вирази (20) та (24) тотожно співпадають. Отже, запропонована в роботі модифікація гіпотези ламаних перерізів забезпечує однозначність напружень у всіх точках і у випадку згинання.

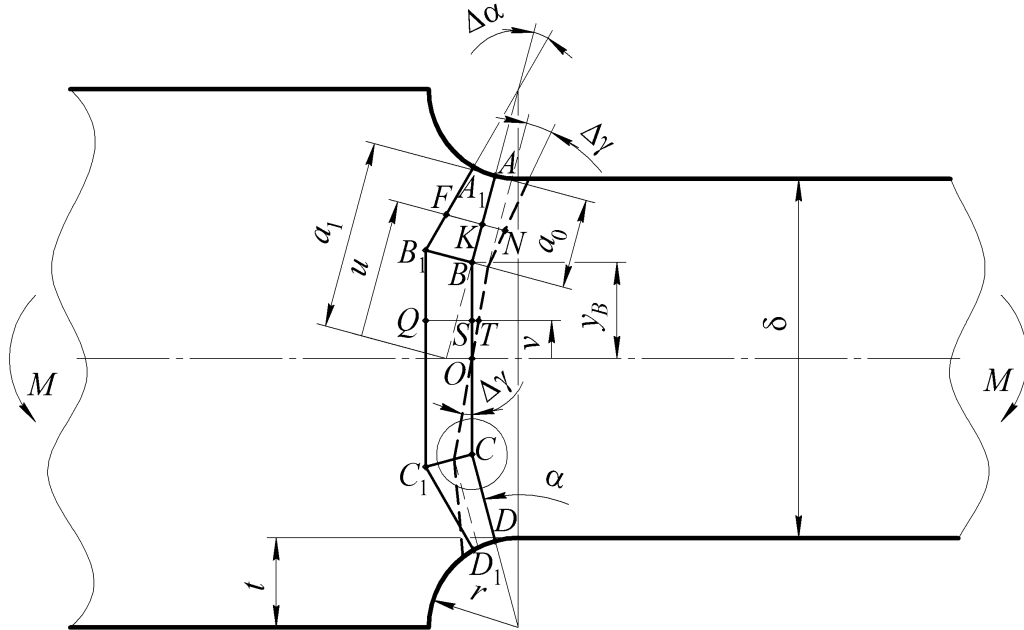


Рис. 4. Побудова ламаних перерізів в зонах концентрації полоси з галтелями та поворот перерізу $ABCD$ при її згинанні за модифікованою гіпотезою.

Для визначення напруження розтягу на контурі зон переходу від шва до ОМ стикового зварного з'єднання із симетричним підсиленням можна використати вираз (11), підставивши в нього $u = a_1$

$$\sigma_A^T = \frac{P \cdot (r + a_0)}{2r \left(\cos \alpha \cdot (r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + y_B \right)}, \quad (25)$$

де

$$a_0 = 4\sqrt{2} \frac{r \cdot h}{\sqrt{g^2 + 4h^2}}. \quad (26)$$

ККН на лінії сплавлення шва з ОМ при розтягу визначатиметься як відношення напруження (25) при $\alpha = 0$ до номінального напруження p

$$\alpha_{\sigma w}^T = \frac{\delta \cdot (r + a_0)}{r \left[2(r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \delta - 2a_0 \right]}, \quad (27)$$

оскільки для з'єднання одиничної товщини має місце $P = p \cdot \delta$.

Для випадку $a_0 \geq a_1$ у формулі (27) слід покласти $a_0 = a_1$, тоді отримаємо

$$\alpha_{\sigma w}^T = \frac{\delta}{2r \cdot \ln \frac{2r + \delta}{2r}}, \quad (28)$$

так як

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

Для визначення максимального напруження в зоні розтягу при згинанні стикового зварного з'єднання із симетричним підсиленням можемо використати вираз (21), підставивши в нього $u = a_1$

$$\sigma_A^B = \frac{M(y_B + a_0 \cdot \cos \alpha)}{2r \cdot B_0 \cdot \cos \alpha}. \quad (29)$$

Оскільки номінальне напруження при згинанні полоси одиничної товщини без концентраторів напружень визначається за формулою

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

то ККН на лінії сплавлення шва з ОМ при згинанні буде визначатися як відношення напруження (29) при $\alpha = 0$ до цього напруження

$$\alpha_{\sigma w}^B = \frac{\delta^3}{24r \cdot \left[\left(r + \frac{\delta}{2} \right)^2 \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} - a_0 \cdot (r + \delta) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{(\delta - 2a_0)^3}{24(r + a_0)} \right]}. \quad (30)$$

Для випадку $a_0 \geq a_1$ у формулі (30) слід покласти $a_0 = a_1$, тоді отримаємо

$$\alpha_{\sigma w}^B = \frac{\delta^3}{3r \cdot \left[2(2r + \delta)^2 \cdot \ln \frac{2r + \delta}{2r} - 4r \cdot \delta - 3\delta^2 \right]}. \quad (31)$$

При встановленні меж достовірності запропонованих формул для різних відносних розмірів конструктивних елементів стикового шва, характерних для тонколистових зварних з'єднань, за ними були встановлені величини ККН, які потім були порівняні з результатами чисельних розрахунків розглянутих з'єднань за допомогою МСЕ (рис. 5).

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. 1).

Також результати розрахунків ККН при розтягу за формулою (27) були порівняні з експериментальними результатами, отриманими Г.О. Бельчуком на моделі з оптично активного матеріалу методом фотопружності. Для моделі з розмірами $r = 0,7$ мм, $h = 2,46$ мм, $g = 11,2$ мм та $\delta = 3,4$ мм було експериментально встановлено, що ККН складає 1,80. В той же час за формулою

(27) значення ККН у цій моделі становило 1,78, що приблизно на 1 % менше від експериментально встановленого значення.

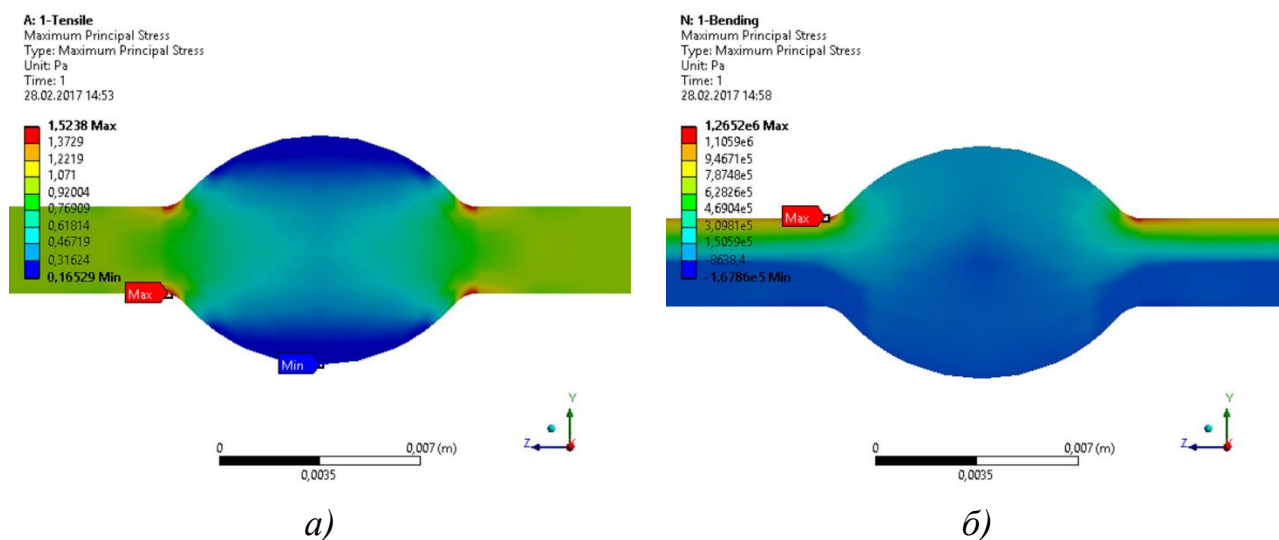


Рис. 5. Розрахункові поля напружень в стиковому зварному з'єднанні ($\delta = 3$ мм, $r = 1,2$ мм, $h = 2,5$ мм, $g = 10$ мм): а) – при розтягуванні; б) – при згинанні.

Таблиця 1

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

Зведений радіус (r/δ)	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

У **третьому розділі** 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, та обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на кромках швів з'єднань такого типу; для серії зразків тонколистових стикових зварних з'єднань

алюмінієвого сплаву 1460Т1, виконаних аргон-дуговим зварюванням неплавким електродом (АДЗНЕ), за допомогою теоретичних та чисельних розрахунків було встановлено, що у зразках з меншим рівнем концентрації напружень сумарні напруження на кореневій стороні з'єднання можуть дещо перевищувати напруження на лінії сплавлення шва з ОМ, що якісно підтверджується результатами випробувань на втому в багатоцикловій області цих зразків.

У відповідності до модифікованої гіпотези ламаних перерізів припускається, що внаслідок деформації розтягу переріз $A_1B_1C_1$ залишився нерухомим, а переріз ABC зайняв положення, вказане пунктиром (рис. 6), при цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від центру інерції перерізу, отримало видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r + a_{e1} - u) \cdot \Delta\alpha}, \quad (32)$$

при чому

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

де член y_1 враховує відстань між положенням центрів інерції перерізів та лінією дії осьового навантаження.

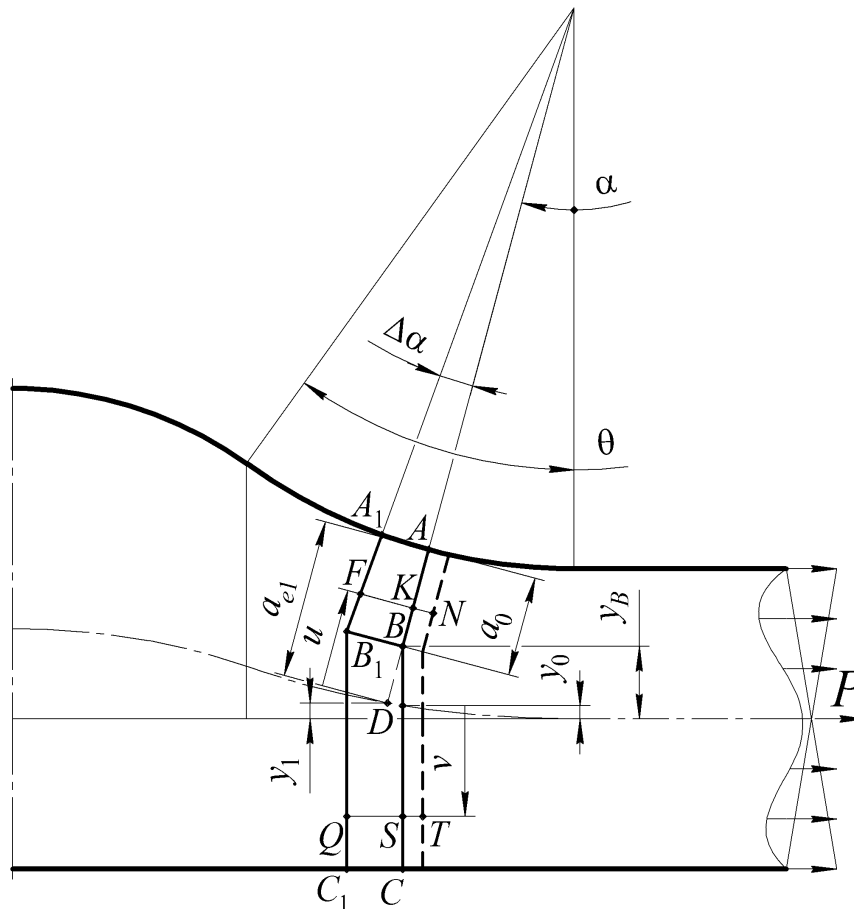


Рис. 6. Взаємне положення ламаних перерізів в зоні переходу від шва до ОМ стикового зварного з'єднання та поступальне переміщення перерізу ABC при його розтягу.

Напруження у волокні QS , що знаходиться на відстані v від центру інерції перерізу, можна визначити за формулою (9).

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини матиме вигляд

$$P = \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_u^T du \cdot \cos \alpha + \int_{-y_B+y_0}^{\delta/2+y_0} \sigma_v^T dv, \quad (33)$$

де y_0 також враховує відстань між положенням центрів інерції перерізів та лінією дії осьового навантаження.

Підставляючи вирази для напружень (9) та (32) в умову рівноваги (33), після інтегрування та перетворень отримаємо

$$\frac{P}{T_0} = \frac{KN \cdot E}{\Delta \alpha}, \quad (34)$$

де

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

Підставивши тотожність (3) у вирази (32) та (9), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу P та напруженнями відповідно на ділянках AB

$$\sigma_u^T = \frac{P}{(r+a_{e1}-u) \cdot T_0} \quad (35)$$

та BC

$$\sigma_v^T = \frac{P}{(r+a_0) \cdot T_0}. \quad (36)$$

Для випадку $a_0 \geq a_{e1}$ у виразах (35) та (36) слід покласти $a_0 = a_{e1}$, а геометричну характеристику ламаних перерізів при розтягу T_0 слід замінити характеристикою

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

При згинанні переріз $A_1B_1C_1$ залишається нерухомим, а переріз ABC повертається на малий кут $\Delta\gamma$ і займає положення, вказане пунктиром (рис. 7), при цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від центру інерції перерізу, отримує видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^B = \frac{\left(\frac{y_B - y_0}{\cos \alpha} + u - a_{e1} + a_0 \right) \Delta\gamma \cdot E}{(r+a_{e1}-u) \cdot \Delta \alpha}, \quad (37)$$

так як видовження KN при згинанні згідно з побудовами на рис. 7 визначається як

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

Напруження у волокні QS , що знаходиться на відстані v від центру інерції перерізу, можна визначити за формулою (14).

Умова рівноваги для з'єднання одиничної ширини матиме вигляд

Підставивши тотожність (39) у вирази (37) та (14), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями відповідно на ділянках AB

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B - y_0 + (u - a_{e1} + a_0)\cos\alpha)}{(r + a_{e1} - u) \cdot B_0 \cdot \cos\alpha} \quad (40)$$

та BC

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r + a_0) \cdot B_0 \cdot \cos\alpha}. \quad (41)$$

Для випадку $a_0 \geq a_{e1}$ у виразах (40) та (41) слід покласти $a_0 = a_{e1}$ та $y_0 = y_1$, а геометричну характеристику ламаних перерізів при згинанні B_0 слід замінити характеристикою

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

Оскільки згинальний момент зумовлений ексцентриситетом прикладення осевого навантаження e_t на ділянці зі швом, можемо встановити зв'язок між ними

$$M = P \cdot e_t = \frac{P \cdot r}{2}(1 - \cos\alpha). \quad (42)$$

З урахуванням цього сумарні напруження в зоні переходу від шва до ОМ визначатимуться як різниця напружень розтягу (35) та згину (40) при $u = a_{e1}$

$$\sigma_f^\Sigma = P \left[\frac{1}{r \cdot T_0} - \frac{(1 - \cos\alpha) \cdot (y_B - y_0 + a_0 \cdot \cos\alpha)}{2B_0 \cdot \cos\alpha} \right], \quad (43)$$

а на зворотній стороні з'єднання – як сума напружень розтягу (36) та згину (41) при $v = y_0 + \delta/2$

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r + a_0} \left[\frac{1}{T_0} + \frac{r(1 - \cos\alpha) \cdot (\delta + 2y_0)}{4B_0 \cdot \cos\alpha} \right]. \quad (44)$$

Для випадку $a_0 \geq a_{e1}$ у виразах (43) та (44) слід покласти $a_0 = a_{e1}$, $y_0 = y_1$, $T_0 = T_1$ та $B_0 = B_1$, тоді отримаємо відповідно

$$\sigma_f^\Sigma = P \left[\frac{1}{r \cdot T_1} - \frac{a_{e1}(1 - \cos\alpha)}{2B_1} \right] \quad (45)$$

та

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r + a_{e1}} \left[\frac{1}{T_1} + \frac{r(1 - \cos\alpha) \cdot (\delta + 2y_1)}{4B_1 \cdot \cos\alpha} \right]. \quad (46)$$

ККН на лініях сплавлення шва з ОМ для випадків $a_0 \leq a_{e1}$ та $a_0 \geq a_{e1}$ визначатиметься як відношення напружень відповідно (43) та (45) в точці $\alpha = 0$ до номінального напруження

$$\alpha_{\sigma w} = \frac{\delta \cdot (r + a_0)}{r \left[(r + a_0) \cdot \ln \frac{r + a_0}{r} + \delta - a_0 \right]}; \quad (47)$$

$$\alpha_{\sigma_w} = \frac{\delta}{r \cdot \left(\ln \frac{2r + \delta}{2r} + \frac{\delta}{2r + \delta} \right)}. \quad (48)$$

Для серії зразків тонколистових стикових з'єднань алюмінієвого сплаву 1460Т1, виконаних АДЗНЕ, зі знятою кореневою опуклістю були проведені розрахунки напружень та визначені ККН (табл. 2).

Таблиця 2

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

№ зразка	Ширина шва (g), мм	Висота шва (h), мм	Фланговий кут (θ), °	Радіус переходу (r), мм	Глибина дії концентратора (a ₀), мм	a _{e1} (θ), мм	ККН
1	7,0	0,6	19,5	2,75	1,31	0,98	1,24
2	7,3	0,6	19	2,85	1,31	0,98	1,23
3	6,9	0,8	26	2,12	1,35	1,01	1,30
4	6,6	0,6	20,6	2,62	1,33	0,99	1,25
5	6,8	0,8	26,5	2,08	1,35	1,02	1,31
6	6,8	0,6	20	2,70	1,33	0,98	1,24
7	6,6	0,6	20,6	2,62	1,33	0,99	1,25

Теоретичні розрахунки показали, що напруження на зворотній стороні з'єднання зростають при наближенні до центру шва, де його висота максимальна. Так як вирази (44) та (46) призначені для розрахунку напружень тільки в тих перерізах, які відповідають зоні переходу від шва до ОМ, для отримання більш повного уявлення про розподіл напружень були проведені чисельні розрахунки за допомогою МСЕ у зразках з максимальним та мінімальним значенням ККН, тобто №№2 та 5 (рис. 8).

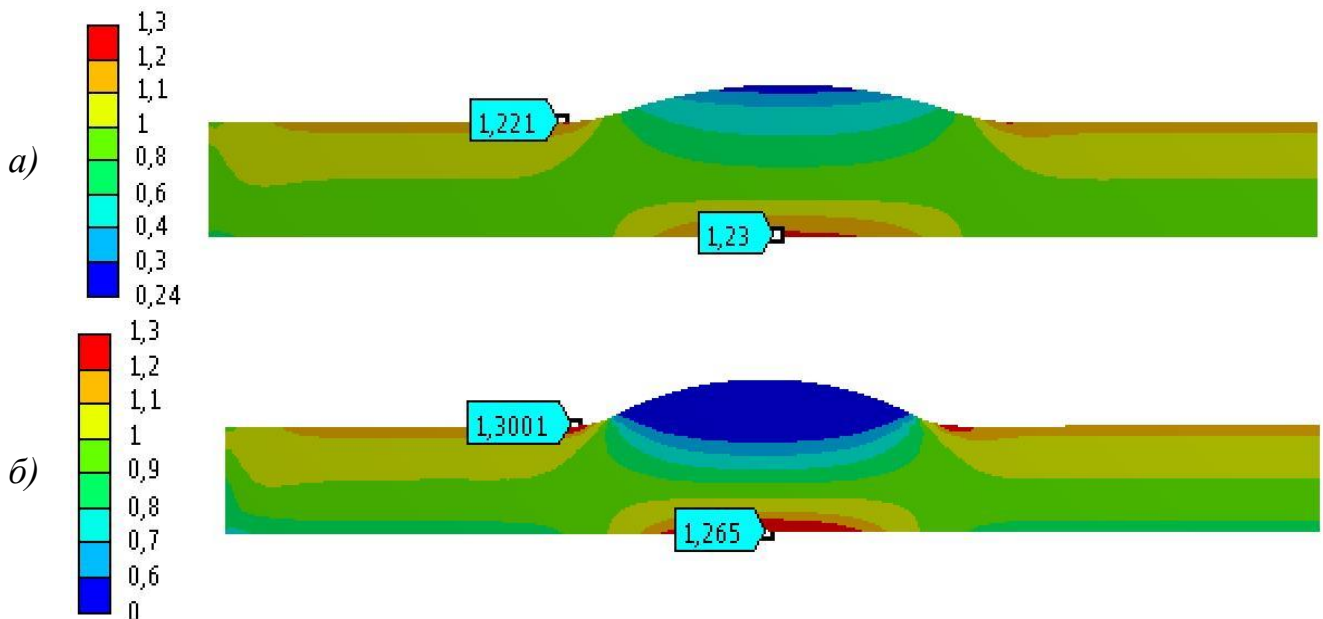


Рис. 8. Поля напружень у зразках: а) – №2; б) – №5.

Аналіз результатів комп'ютерного моделювання полів напружень показав, 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. 2 зародження втомної тріщини у зразках №3 та №5 ймовірно відбудеться в зоні переходу від шва до ОМ, а в інших зразках розглядуваної серії цього можна очікувати як в цій зоні, так і на кореневій стороні з'єднання, що підтверджується результатами випробувань на втому в багатоцикловій області (рис. 9).

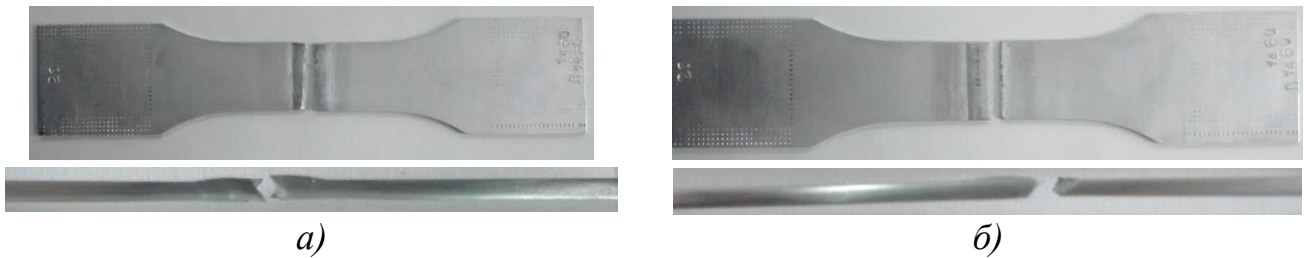


Рис. 9. Втомне руйнування зразків: а) – №2 внаслідок зародження втомної тріщини на кореневій стороні з'єднання; б) – №5 внаслідок зародження втомної тріщини біля кромки зварного шва.

У **четвертому розділі** на базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані функціональні залежності, які описують зміну напружень від осьового навантаження та згинального моменту в зонах переходу від кореня шва до основного металу та обґрунтовані математичні формули для визначення ККН на лінії сплавлення кореня шва з основним металом; досліджено вплив початкової кутової деформації на величину напружень в околі кореня шва.

У відповідності до модифікованої гіпотези ламаних перерізів припускається, що внаслідок деформації розтягу переріз $A_1B_1C_1$ залишився нерухомим, а переріз ABC зайняв положення, вказане пунктиром (рис. 10), при цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від центру інерції перерізу, отримало видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot \Delta\beta}, \quad (49)$$

де

$$b_{e1} = \frac{\delta + 2y_1 + 2r_r(1 - \cos\beta)}{2\cos\beta}. \quad (50)$$

Напруження у волокні QS , що знаходиться на відстані v від центру інерції перерізу та отримує видовження ST , визначається виразом

$$\sigma_v^T = \frac{KN \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta\beta}, \quad (51)$$

де по аналогії з a_0

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

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при розтягу записується у вигляді

$$P = \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_u^T du \cdot \cos\beta + \int_{-y_B-y_0}^{y_C-y_0} \sigma_v^T dv. \quad (52)$$

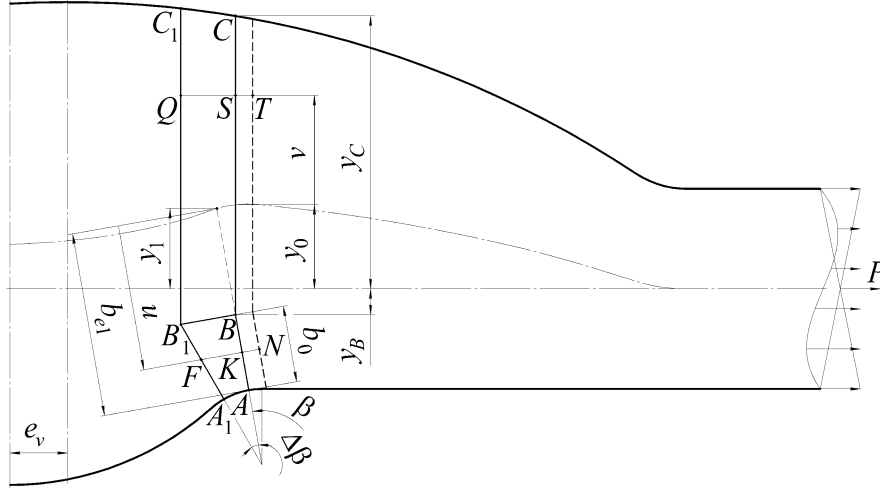


Рис. 11. Взаємне положення ламаних перерізів в ближній до осі симетрії лицьового підсилення зоні переходу від кореня шва до ОМ стикового з'єднання та поступальне переміщення перерізу ABC при його розтягу.

Підставивши вирази для напружень (49) та (51) в умову рівноваги (52), після інтегрування та перетворень було отримано

$$\frac{P}{T_0} = \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta}, \quad (53)$$

де

$$T_0 = \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{y_C + y_B}{r_r + b_0}.$$

Підставивши тотожність (53) у вирази (49) та (51), встановимо зв'язок між зусиллям розтягу P та напруженнями відповідно на ділянках AB

$$\sigma_u^T = \frac{P}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot T_0} \quad (54)$$

та BC

$$\sigma_v^T = \frac{P}{(r_r + b_0) \cdot T_0}. \quad (55)$$

Для випадку $b_0 \geq b_{e1}$ у виразах (54) та (55) слід покласти $b_0 = b_{e1}$, а геометричну характеристику ламаних перерізів при розтягу T_0 слід замінити характеристикою

$$T_1 = \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_{e1}}{r_r} + \frac{y_C - y_1}{r_r + b_{e1}}.$$

При згинанні переріз $A_1B_1C_1$ залишається нерухомим, а переріз ABC повертається на малий кут $\Delta\gamma$ і займає положення, вказане пунктиром (рис. 12),

при цьому волокно KF , що знаходиться на відстані u від центру інерції перерізу, отримує видовження KN , в результаті чого в ньому виникає нормальне напруження розтягу

$$\sigma_u^B = \frac{(y_B + y_0 + (u - b_{e1} + b_0) \cos \beta) \cdot \Delta \gamma \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot \Delta \beta \cdot \cos \beta}, \quad (56)$$

так як видовження KN при згині згідно з побудовами на рис. 11 визначається як

$$KN = \frac{y_B + y_0}{\cos \beta} \tan \Delta \gamma + (u - b_{e1} + b_0) \cdot \tan \Delta \gamma.$$

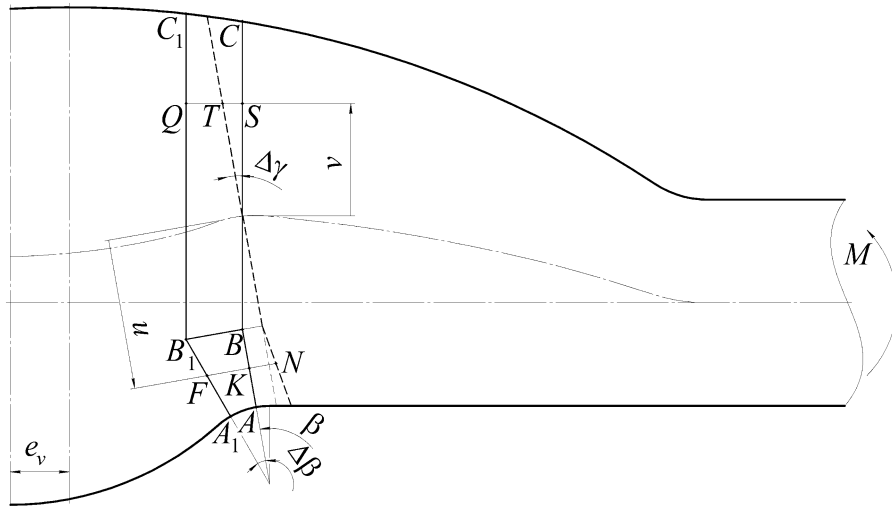


Рис. 12. Поворот ламаного перерізу ABC при згинанні стикового зварного з'єднання, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають.

Напруження у волокні QS , що знаходиться на відстані v від центру інерції перерізу та отримує видовження ST , визначається виразом

$$\sigma_v^B = \frac{v \cdot \Delta \gamma \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta \beta \cdot \cos \beta}. \quad (57)$$

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при згині матиме вигляд

$$M = \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_u^B \cdot \left(\frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u - b_{e1} + b_0 \right) du + \int_{-y_B-y_0}^{y_C-y_0} \sigma_v^B \cdot v dv. \quad (58)$$

Підставляючи вирази для напружень (56) та (57) в умову рівноваги (58), після інтегрування та перетворень отримаємо

$$\frac{M}{B_0} = \frac{\Delta \gamma \cdot E}{\Delta \beta}, \quad (59)$$

де

$$B_0 = \frac{(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0) \cos \beta)^2}{\cos^2 \beta} \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0(r_r + 2b_{e1}) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{(y_C - y_0)^3 + (y_B + y_0)^3}{3(r_r + b_0) \cos \beta} +$$

$$+ \frac{2(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0)\cos\beta)}{\cos\beta} \cdot \left[(r_r + b_{e1}) \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \right].$$

Підставивши тотожність (59) у вирази (56) та (57), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями відповідно на ділянках AB

$$\sigma_u^B = \frac{M(y_B - y_0 + (u - b_{e1} + b_0)\cos\beta)}{(r_r + b_{e1} - u) \cdot B_0 \cdot \cos\beta} \quad (60)$$

та BC

$$\sigma_v^B = \frac{M \cdot v}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos\beta}. \quad (61)$$

Для випадку $b_0 \geq b_{e1}$ у виразах (60) та 61) слід покласти $b_0 = b_{e1}$ та $y_0 = y_1$, а геометричну характеристику ламаних перерізів при згинанні B_0 слід замінити характеристикою

$$B_1 = (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_{e1}}{r_r} - b_{e1}(r_r + 2b_{e1}) + \frac{b_{e1}^2}{2} + \frac{(y_C - y_1)^3}{3(r_r + b_{e1})\cos\beta}.$$

В розглядуваному випадку згинальний момент пов'язаний з осьюовою силою залежністю

$$M = P \cdot e_{ht} = \frac{P}{2} \left[h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \left(r_r \cdot \sin\beta - \frac{g_r}{2} \pm e_v \right)^2} - r_r \cdot (1 - \cos\beta) \right]. \quad (62)$$

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

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.

Сумарні напруження в зоні переходу від кореня шва до ОМ визначатимуться як різниця напружень розтягу (54) та згину (60) при $u = b_{e1}$

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left(\frac{1}{T_0} + \frac{e_{ht} \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos\beta)}{B_0 \cdot \cos\beta} \right). \quad (63)$$

Для випадку $b_0 \geq b_{e1}$ у виразі (63) слід покласти $b_0 = b_{e1}$, $y_0 = y_1$, $T_0 = T_1$ та $B_0 = B_1$, тоді отримаємо відповідно

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left(\frac{1}{T_1} + \frac{e_{ht} \cdot b_{e1}}{B_1} \right). \quad (64)$$

ККН на лініях сплавлення кореня шва з ОМ для випадків $b_0 \leq b_{e1}$ та $b_0 \geq b_{e1}$ визначатиметься як відношення напружень відповідно (63) та (64) в точці $\beta = 0$ до номінального напруження

$$\alpha_{\sigma_w}^r = \frac{\delta}{r_r \left(\ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0} \right)} +$$

$$+ \frac{\delta \cdot m \cdot (m - \delta)}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]}; \quad (65)$$

$$\alpha_{\sigma_w}^r = \frac{\delta}{r_r \left(\ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot (m - \delta)}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]}; \quad (66)$$

де

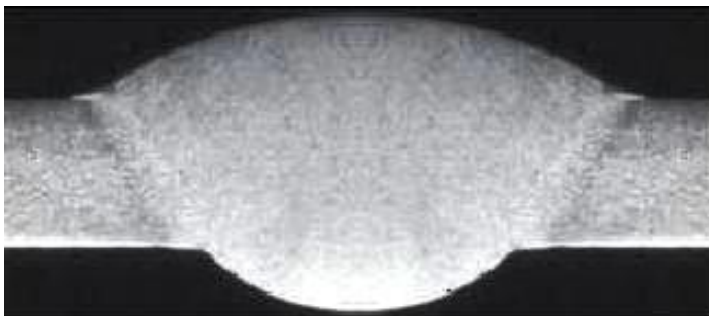
$$m = \delta + h_f - R_f + \sqrt{R_f^2 - \frac{1}{4}(g_r \mp 2e_v)^2}.$$

На прикладі стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М, виконаного АДЗНЕ, розміри конструктивних елементів шва якого наведені в табл. 3, проведені розрахунки напружень за запропонованими залежностями (рис. 13).

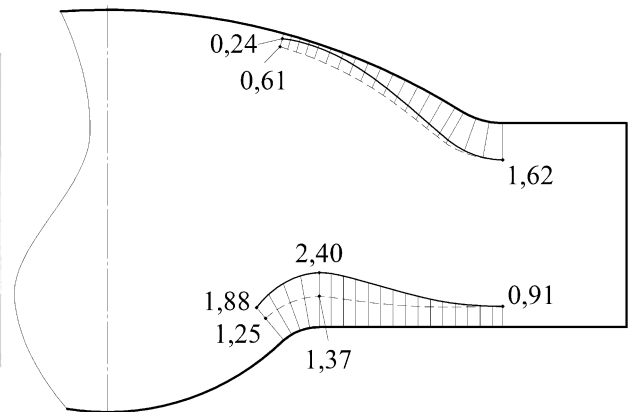
Таблиця 3

Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М товщиною $\delta = 1,8$ мм, виконаного АДЗНЕ

Сторона з'єднання	Висота виступу (h), мм	Ширина виступу (g), мм	Фланговий кут (θ), 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	$b_0 = 0,515$



а)



б)

Рис. 13. Макрошліф (а) стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6М та епюри напружень в ньому (б) з урахуванням (суцільні лінії) та без урахування (штрихові лінії) ексцентриситету прикладення осевого навантаження.

В результаті було встановлено, 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.

Отримані результати підтверджуються чисельними розрахунками за допомогою МСЕ, так 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.

Аналогічні розрахунки проведені для стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6, виконаного імпульсно-дуговим зварюванням плавким електродом (ІДЗПЕ), розміри конструктивних елементів шва якого наведені в табл. 4, а осі симетрії кореня шва та лицьового підсилення паралельно зміщені на величину $e_v = 0,43$ мм (рис. 14).

Таблиця 4

Розміри конструктивних елементів шва стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6 товщиною $\delta = 1,5$ мм, виконаного ІДЗПЕ

Сторона з'єднання	Висота виступу (h), мм	Ширина виступу (g), мм	Фланговий кут (θ), град	Радіус переходу (r), мм	Радіус опуклої частини (R), мм	Параметр глибини концентратора, мм
Лицьова (f)	1,400	9,300	33,511	0,700	7,722	$a_0 = 0,571$
Коренева (r)	0,720	3,780	41,710	0,570	2,271	$b_0 = 0,574$

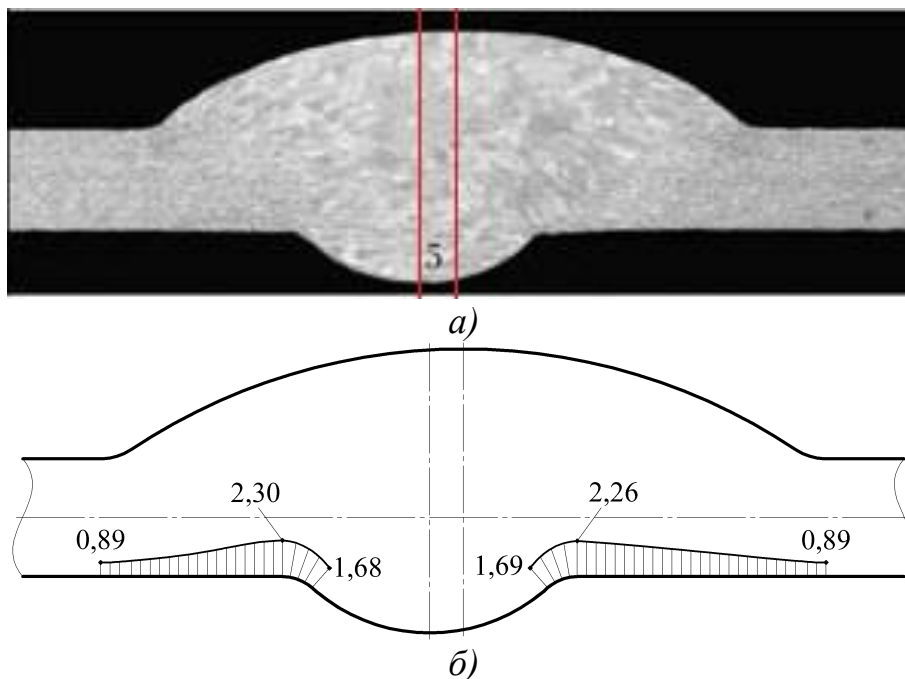


Рис. 14. Макрошліф (а) стикового з'єднання алюмінієвого сплаву АМг6, осі симетрії лицьового підсилення та кореня шва якого не співпадають та епюри напружень в зонах переходу від кореня шва до ОМ.

Аналіз епюр показав, 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). Звідки можна зробити висновок про те, що починаючи з деякого значення висоти лицьового підсилення зниження напружень за рахунок збільшення поперечного перерізу стає більш інтенсивним, ніж їх збільшення за рахунок ексцентриситету.

Початкова кутова деформація γ тонколистових стикових зварних з'єднань пов'язана зі збільшенням кількості розплавленого металу від кореневої до лицьової сторони шва, що спричинює нерівномірне поперечне осідання по товщині з'єднаних пластин при вистиганні. Внаслідок кутової деформації під дією осьової сили P також виникає згинальний момент M_γ , який на лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ визначатиметься формулою (рис. 15)

$$M_\gamma = \frac{P \cdot L}{2} \sin \gamma.$$

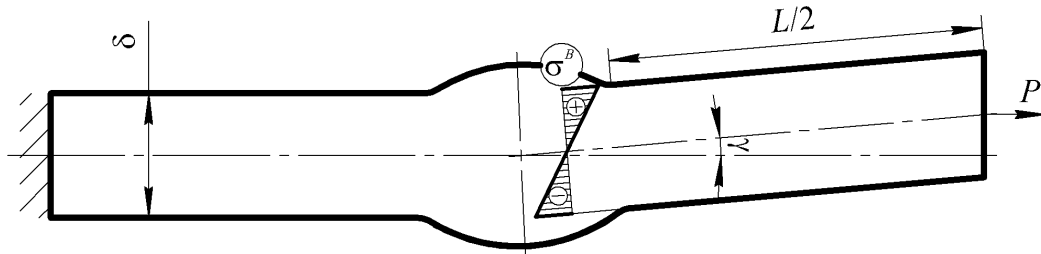


Рис. 15. Розрахункова схема стикового зварного з'єднання з початковою кутовою деформацією.

Враховуючи різницю в ширині лицьового підсилення та кореня шва, згинальний момент на лінії сплавлення кореня шва з ОМ визначається формулою

$$M_\gamma = \frac{P}{2} (L + g_f - g_r) \sin \gamma, \quad (67)$$

де g_f – ширина лицьового підсилення.

З огляду на (62), (65) та (66) згинальний момент, зумовлений ексцентриситетом прикладення осьового навантаження на ділянці зі швом, на лінії сплавлення кореня шва з ОМ визначається формулою

$$M_e = \frac{P}{2} (m - \delta). \quad (68)$$

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

$$M = M_e - M_\gamma = \frac{P}{2} [m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma]. \quad (69)$$

З урахуванням (69) формули (65) та (66) для визначення теоретичного ККН на лінії сплавлення кореня шва з ОМ за наявності початкової кутової деформації відповідно набудуть вигляду

$$\alpha_{\sigma}^r = \frac{\delta}{r_r \left(\ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{m - b_0}{r_r + b_0} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot [m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma]}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \cdot (r_r + m) + \frac{b_0^2}{2} + \frac{m^3 + (m - 2b_0)^3}{24(r_r + b_0)} \right]} \quad (70)$$

та

$$\alpha_{\sigma}^r = \frac{\delta}{r_r \left(\ln \frac{2r_r + m}{2r_r} + \frac{m}{2r_r + m} \right)} + \frac{\delta \cdot m \cdot [m - \delta - (L + g_f - g_r) \cdot \sin \gamma]}{4r_r \left[\left(r_r + \frac{m}{2} \right)^2 \ln \frac{2r_r + m}{2r_r} - \frac{m}{2} \cdot (r_r + m) + \frac{m^2}{8} + \frac{m^3}{12(2r_r + m)} \right]} \quad (71)$$

Для стикового зварного з'єднання, розміри якого наведені в табл. 3, було постульовано початкову кутову деформацію $\gamma = 2^\circ$ та відстань від лінії сплавлення лицьового підсилення з ОМ до точки прикладення осьового навантаження $L/2 = 3$ мм та розраховано ККН за формулою (70), який склав 1,92. Вище для цього ж з'єднання без початкової кутової деформації було визначено ККН, який склав 2,40 (див. рис. 13). Таким чином, наявність початкової кутової деформації у розглядуваному з'єднанні призвела до зниження напружень в околі кореня шва на 20 %.

За результатами чисельних розрахунків МСЕ ККН в околі кореня шва склав 2,01, що на 4,7 % перевищує величину, отриману теоретично за формулою (70).

У **п'ятому розділі** сформульовано умову, у разі виконання якої концентратори напружень на протилежних сторонах стикового зварного з'єднання чинитимуть один на одного взаємний вплив; 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.

У разі реалізації взаємного впливу контурній координаті β , яка описує зону переходу від кореня шва до ОМ, відповідає контурна координата α , яка описує зону переходу від лицьового підсилення до ОМ (рис. 16).

$$\alpha(\beta) = \arcsin \frac{(r_r + b_0) \sin \beta + l}{r_f + a_0} \quad (72)$$

Підставивши у (72) $\beta = 0$, визначимо координату на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ, при досягненні якої реалізується взаємний вплив

Підставляючи вирази (75)-(78) в умову рівноваги (79), отримаємо

$$p \cdot \delta = P = \frac{FH \cdot E}{\Delta\alpha} \left(\int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\cos\alpha \cdot du_f}{r_f + a_{e1} - u_f} + \int_0^{y_C - y_0} \frac{dv_f}{r_f + a_0} \right) + \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta} \left(\int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\cos\beta \cdot du_r}{r_r + b_{e1} - u_r} + \int_0^{y_B + y_0} \frac{dv_r}{r_r + b_0} \right). \quad (80)$$

В отриманий вираз входять два невідомих співвідношення $FH/\Delta\alpha$ та $KN/\Delta\beta$, тому, щоб встановити зв'язок між напруженнями і прикладеним навантаженням P , необхідно виразити одне з цих співвідношень через інше.

Оскільки на плоскому відрізку BC справедлива гіпотеза плоских перерізів, напруження на цій ділянці при розтягу мають бути постійними, тому можемо прирівняти праві частини виразів (76) і (78), в результаті отримаємо

$$\frac{FH}{\Delta\alpha} = \frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \frac{KN}{\Delta\beta}. \quad (81)$$

Після підстановки (81) у (80) умова рівноваги запишеться наступним чином

$$P = \frac{KN \cdot E}{\Delta\beta} \left[\frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \left(\int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\cos\alpha \cdot du_f}{r_f + a_{e1} - u_f} + \int_0^{y_C - y_0} \frac{dv_f}{r_f + a_0} \right) + \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\cos\beta \cdot du_r}{r_r + b_{e1} - u_r} + \int_0^{y_B + y_0} \frac{dv_r}{r_r + b_0} \right].$$

Після інтегрування та перетворень отримаємо тотожність аналогічну до (53), однак в розглядуваному випадку геометрична характеристика ламаних перерізів при розтягу визначатиметься залежністю

$$T_0 = \frac{r_f + a_0}{r_r + b_0} \left(\cos\alpha \cdot \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \frac{y_C - y_0}{r_f + a_0} \right) + \cos\beta \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \frac{y_B + y_0}{r_r + b_0}. \quad (82)$$

Підставивши тотожність (53) з урахуванням (81) у вирази (75) та (76), встановимо зв'язок між осьовим зусиллям P та напруженнями відповідно на ділянках CD

$$\sigma_{uf}^T = \frac{P \cdot (r_f + a_0)}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot T_0 \cdot (r_r + b_0)} \quad (83)$$

та CO

$$\sigma_{vf}^T = \frac{P}{(r_r + b_0) \cdot T_0}. \quad (84)$$

Підставивши тотожність (53) у формули (76) та (78), встановимо зв'язок між осьовим зусиллям P та напруженнями відповідно на ділянках AB

$$\sigma_{ur}^T = \frac{P}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot T_0} \quad (85)$$

та BO

$$\sigma_{ur}^B = \frac{\left(\frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right) \cdot \Delta \gamma \cdot E}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot \Delta \beta}. \quad (89)$$

Напруження розтягу у волокні SS_I , що знаходиться на відстані v_r від центру інерції перерізу та отримує видовження ST , визначається виразом

$$\sigma_{vr}^B = \frac{v_r \cdot \Delta \gamma \cdot E}{(r_r + b_0) \cdot \Delta \beta \cdot \cos \beta}. \quad (90)$$

Умова рівноваги для з'єднання одиничної товщини при згинанні записується у вигляді

$$\begin{aligned} M = & \int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \sigma_{uf}^B \cdot \left(\frac{y_C - y_0}{\cos \alpha} + u_f - a_{e1} + a_0 \right) du_f + \int_0^{y_C - y_0} \sigma_{vf}^B \cdot v_f dv_f + \\ & + \int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \sigma_{ur}^B \cdot \left(\frac{y_B + y_0}{\cos \beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right) du_r + \int_0^{y_B + y_0} \sigma_{vr}^B \cdot v_r dv_r. \end{aligned} \quad (91)$$

Підставляючи вирази (87)-(90) в умову рівноваги (91), отримаємо

$$\begin{aligned} M = & \frac{\Delta \gamma \cdot E}{\Delta \alpha} \left(\int_{a_{e1}-a_0}^{a_{e1}} \frac{\left(y_C - y_0 + (u_f - a_{e1} + a_0) \cos \alpha \right)^2}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot \cos^2 \alpha} du_f + \right. \\ & \left. + \int_0^{y_C - y_0} \frac{v_f^2 dv_f}{(r_f + a_0) \cdot \cos \alpha} \right) + \\ & + \frac{\Delta \gamma \cdot E}{\Delta \beta} \left(\int_{b_{e1}-b_0}^{b_{e1}} \frac{\left(y_B + y_0 + (u_r - b_{e1} + b_0) \cos \beta \right)^2}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot \cos^2 \beta} du_r + \int_0^{y_B + y_0} \frac{v_r^2 dv_r}{(r_r + b_0) \cdot \cos \beta} \right). \end{aligned} \quad (92)$$

В отриманий вираз входять два невідомі співвідношення $\Delta \gamma / \Delta \alpha$ та $\Delta \gamma / \Delta \beta$, тому, для того щоб встановити зв'язок між напруженнями і згинальним моментом M , необхідно виразити одне з цих співвідношень через інше.

Оскільки на плоскому відрізку BC 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 (88) і (90), в результаті отримаємо

$$\frac{\Delta \gamma}{\Delta \alpha} = \frac{(r_f + a_0) \cos \alpha}{(r_r + b_0) \cos \beta} \frac{\Delta \gamma}{\Delta \beta}. \quad (93)$$

Підставивши (93) у (92), після інтегрування та перетворень отримаємо тотожність аналогічну до (59), однак в розглядуваному випадку геометрична характеристика ламаних перерізів при згинанні визначатиметься залежністю

$$B_0 = \frac{(r_f + a_0) \cdot \cos \alpha}{(r_r + b_0) \cdot \cos \beta} \left(\frac{(y_C - y_0 - (a_{e1} - a_0) \cos \alpha)^2}{\cos^2 \alpha} \cdot \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} + \right.$$

$$\begin{aligned}
& + \frac{2(y_C - y_0 - (a_{e1} - a_0)\cos\alpha)}{\cos\alpha} \cdot \left[(r_f + a_{e1}) \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - b_0 \right] + \\
& + (r_r + a_{e1})^2 \ln \frac{r_f + a_0}{r_f} - a_0(r_f + 2a_{e1}) + \frac{a_0^2}{2} + \frac{(y_C - y_0)^3}{3(r_f + a_0)\cos\alpha} \Bigg) + \\
& + \frac{(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0)\cos\beta)^2}{\cos^2\beta} \cdot \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + (r_r + b_{e1})^2 \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} + \\
& + \frac{2(y_B + y_0 - (b_{e1} - b_0)\cos\beta)}{\cos\beta} \cdot \left[(r_r + b_{e1}) \ln \frac{r_r + b_0}{r_r} - b_0 \right] + \\
& + \frac{b_0^2}{2} - b_0(r_r + 2b_{e1}) + \frac{(y_B + y_0)^3}{3(r_r + b_0)\cos\beta}.
\end{aligned} \tag{94}$$

Підставивши тотожність (59) з урахуванням (93) у вирази (87) та (88), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями відповідно на ділянках CD

$$\sigma_{uf}^B = \frac{M \cdot \left(\frac{y_C - y_0}{\cos\alpha} + u_f - a_{e1} + a_0 \right) \cdot (r_f + a_0) \cdot \cos\alpha}{(r_f + a_{e1} - u_f) \cdot B_0 \cdot (r_r + b_0) \cdot \cos\beta} \tag{95}$$

та CO

$$\sigma_{vf}^B = \frac{M \cdot v_f}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos\beta}. \tag{96}$$

Підставивши тотожність (59) у формули (89) та (90), встановимо зв'язок між згинальним моментом M та напруженнями відповідно на ділянках AB та BO

$$\sigma_{ur}^B = \frac{M \cdot \left(\frac{y_B + y_0}{\cos\beta} + u_r - b_{e1} + b_0 \right)}{(r_r + b_{e1} - u_r) \cdot B_0} \tag{97}$$

$$\sigma_{vr}^B = \frac{M \cdot v_r}{(r_r + b_0) \cdot B_0 \cdot \cos\beta}. \tag{98}$$

Очевидно, що за умови $v_f = v_r$ формули (96) та (98) повинні співпадати. Якщо β змінюється від 0 до

$$\beta_e = \arcsin \frac{r_f \sin\theta_f - l}{r_r},$$

то сумарні напруження, що діють на контурі зони переходу від лицьового підсилення до ОМ, будуть визначатися як різниця напружень від осьового навантаження (83) та згинального моменту (95) при $u_f = a_{e1}$

$$\sigma_f^\Sigma = \frac{P(r_f + a_0)}{r_f(r_r + b_0)} \left(\frac{1}{T_0} - \frac{e_1(\beta) \cdot (y_C - y_0 + a_0 \cdot \cos\alpha)}{B_0 \cdot \cos\beta} \right), \tag{99}$$

а на контурі зони переходу від кореня шва до ОМ – як сума напружень від осьового навантаження (85) та згинального моменту (97) при $u_r = b_{e1}$

$$\sigma_r^\Sigma = \frac{P}{r_r} \left(\frac{1}{T_0} + \frac{e_1(\beta) \cdot (y_B + y_0 + b_0 \cdot \cos\beta)}{B_0 \cdot \cos\beta} \right), \quad (100)$$

де ексцентриситет $e_1(\beta)$ змінюється за залежністю

$$e_1(\beta) = \frac{1}{2} \left[r_f - \sqrt{r_f^2 - (r_r \cdot \sin\beta + l)^2} - r_r(1 - \cos\beta) \right].$$

Якщо ж β змінюється від β_e до β_{off} , то у виразах (99) та (100) слід замінити $e_1(\beta)$ на e_{ht} з залежності (62).

На прикладі стикового зварного з'єднання типу С7 товщиною 2,0 мм, розміри конструктивних елементів якого задовольняють вимогам ГОСТ 14806-80 (табл. 5), проведені розрахунки напружень за запропонованими залежностями.

Таблиця 5

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 (θ), град	Радіус переходу (r), мм	Радіус опуклої частини (R), мм	Параметр глибини 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	$b_0 = 0,616$

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 (рис. 19).

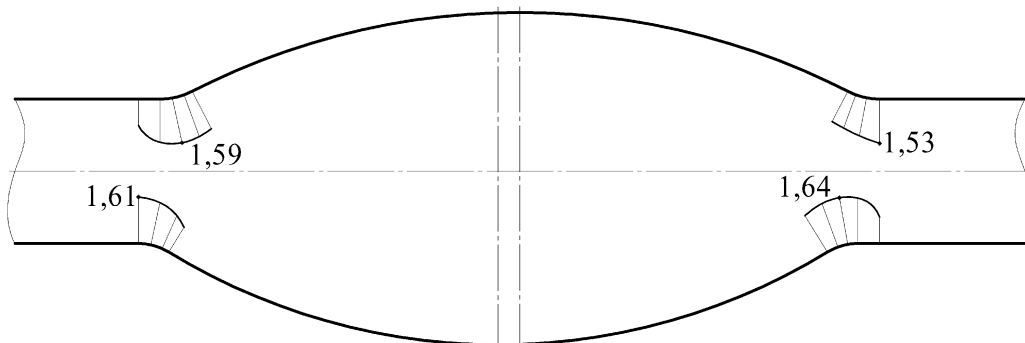


Рис. 19. Контурні епюри напружень в зонах переходу від верхньої та нижньої частин шва до ОМ досліджуваного стикового зварного з'єднання за ГОСТ 14806-80, осі симетрії протилежних частин шва якого паралельно зміщені одна відносно іншої на величину $e_v = 0,3$ мм.

Отримані теоретичні результати підтверджуються результатами чисельних розрахунків за допомогою МСЕ як кількісно, так і якісно, а відхилення величини максимального напруження складає трохи менше 3 %.

У шостому розділі отримані нові математичні формули для визначення напружень в зонах концентрації за межами пружності з урахуванням залишкових напружень; проведені випробування на втому зразків тонколистових стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву AA2219; запропоновано розрахунково-експериментальну методику та визначено границю обмеженої витривалості досліджуваних зразків.

Із серії зразків для випробувань на втому стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву AA2219 товщиною 2 мм, виконаних АДЗНЕ дротом Св2319 з попереднім підігрівом, частина зразків була відібрана для випробувань на осьовий статичний розтяг. В результаті 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 %.

Для інших зразків з серії в залежності від форми зварного шва були проведені розрахунки напружень в зонах концентрації за залежностями, отриманими в попередніх розділах роботи. В результаті було встановлено, що у всіх розглянутих зразках теоретичний ККН досягає максимального значення на лініях сплавлення кореня шва з ОМ і складає від 2,29 до 2,36.

Попередньо у пластині, з якої були вирізані зразки, методом електронної спекл-інтерферометрії були проведені вимірювання залишкових напружень. В результаті було встановлено, що в точках дії максимальних напружень від прикладеного зовнішнього навантаження залишкові напруження, які співпадають з ними за напрямком, становлять 38...39 МПа.

В процесі випробувань на втому до зразків були прикладені змінні навантаження із розмахом напружень 100, 110 та 120 МПа при коефіцієнті асиметрії циклу напружень $R_\sigma = 0,1$. За умов пружного деформування максимальне напруження у концентраторі визначається формулою

$$\sigma_k^e = \alpha_\sigma \cdot \sigma_{\max} + \sigma_{rest},$$

причому

$$\sigma_{\max} = \frac{\Delta\sigma}{1 - R_\sigma}, \quad (101)$$

де $\Delta\sigma$ – розмах прикладених номінальних напружень; σ_{rest} – залишкове напруження.

Підставивши навіть мінімальний розмах напружень та найменший ККН, бачимо, що напруження в концентраторі перевищує встановлену умовну границю текучості. Тому розрахунок максимального напруження в концентраторі необхідно вести з урахуванням пластичних деформацій.

Найбільш точним у світовій практиці визначення напружень за межами пружності у локальних концентраторах вважається метод еквівалентної густини енергії деформації (ESED), згідно якого

$$W_k = \alpha_\sigma^2 \cdot W_n, \quad (102)$$

де W_k – питома енергія деформації, викликані локальними напруженнями в концентраторі; W_n – питома енергія деформації, викликані номінальними напруженнями.

Однак класичний метод ESED не враховує залишкові напруження в концентраторах, тому для того, щоб застосувати його в розглядуваному випадку необхідно він був відповідним чином модернізований. Права частина формули (102) була замінена величиною, яка являє собою площу епюри ідеально пружного деформування зразка із залишковими напруженнями (рис. 20, а)

$$W_{\alpha} = \frac{\sigma_{\max}^2 \cdot \alpha_{\sigma}^2 + 2\sigma_{\max} \cdot \alpha_{\sigma} \cdot \sigma_{rest}}{2E}. \quad (103)$$

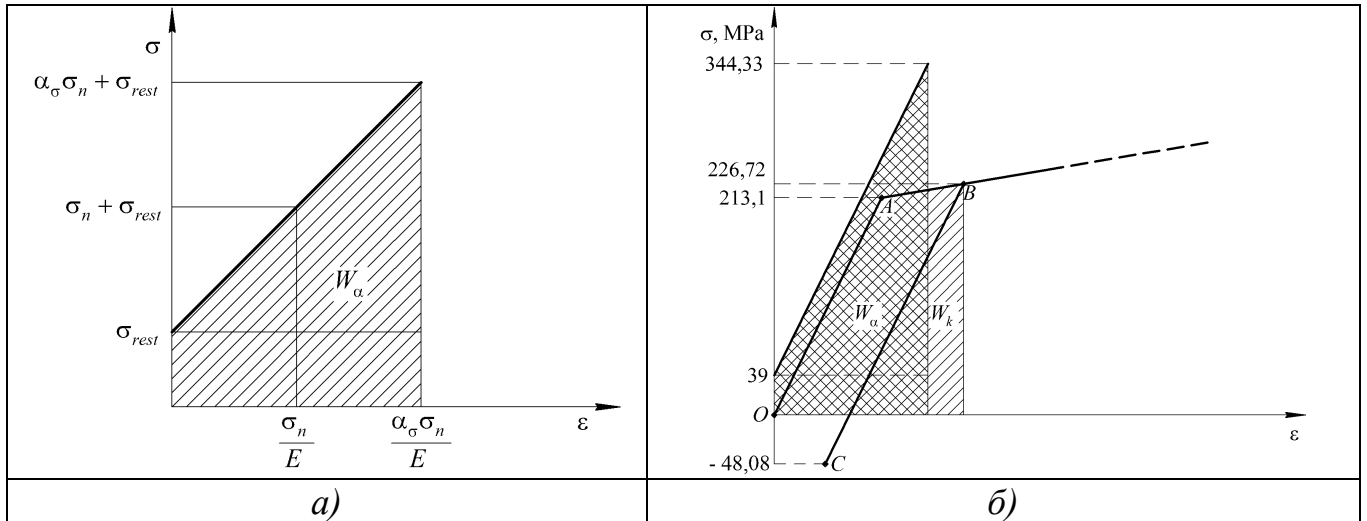


Рис. 20. Застосування удосконаленого методу ESED: а) – схема пружного деформування зразка з залишковими напруженнями; б) – графічна ілюстрація визначення характеристик усталеного циклу у зразку №1-4.

Величина W_k являє собою площу між діаграмою деформування матеріалу та віссю деформацій і визначається в залежності від вигляду цієї діаграми.

Так для діаграми зі ступеневим зміцненням було отримано

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{\sigma}{1+m} \frac{\sigma_Y}{E} \left(\frac{\sigma}{\sigma_Y} \right)^{\frac{1}{m}} - \frac{1}{1+m} \frac{\sigma_Y^2}{E}; \quad (104a)$$

для діаграми у формі Рамберга-Осгуда –

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{K}{1+n} \left(\frac{\sigma}{K} \right)^{\frac{1+n}{n}} - \frac{K}{1+n} \left(\frac{\sigma_Y}{E} \right)^{1+n}; \quad (104б)$$

та для діаграми з лінійним зміцненням –

$$W_k = \frac{\sigma_Y^2}{2E} + \frac{\sigma_k^2 - \sigma_Y^2}{2E_T}. \quad (104в)$$

Прирівнявши праві частини формул (103) та (104), були отримані відповідні формули для визначення максимального напруження в концентраторі

$$\sigma_k = (\sigma_Y)^{\frac{1-m}{1+m}} \left[(1-m) \frac{\sigma_Y^2}{2} + (1+m) \left(\alpha_{\sigma}^2 \frac{\sigma_{\max}^2}{2} + \alpha_{\sigma} \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_{\max} \right) \right]^{\frac{m}{1+m}}; \quad (105a)$$

$$\sigma_k = K \left[\left(\frac{\sigma_Y}{E} \right)^{1+n} + \frac{1+n}{2K \cdot E} \left(\alpha_\sigma^2 \sigma_{\max}^2 + 2\alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_{\max} - \sigma_Y^2 \right) \right]^{\frac{n}{1+n}}; \quad (105б)$$

$$\sigma_k = \sqrt{\left(1 - \frac{E_T}{E} \right) \sigma_Y^2 + 2\alpha_\sigma^2 \cdot \sigma_{\max}^2 \frac{E_T}{E} + 2\alpha_\sigma \cdot \sigma_{rest} \cdot \sigma_{\max} \frac{E_T}{E}}, \quad (105в)$$

де E_T – модуль зміцнення.

Оскільки діаграми деформування досліджуваних зразків найкраще апроксимується схематизованою діаграмою з лінійним зміцненням із середнім значенням модуля зміцнення $E_T = 6785,15$ МПа, максимальне напруження в концентраторі розраховували за формулою (105в) (рис. 20, б).

Дійсний ККН циклу при цьому визначається за формулою

$$\alpha_\sigma^c = \frac{\sigma_k}{\sigma_{\max}}, \quad (106)$$

а дійсне мінімальне напруження циклу, яке тотожно дорівнюватиме усталеному в циклі залишковому напруженню – за формулою (табл. 6)

$$\sigma_{\min}^c = \sigma_{rest}^s = \sigma_k - \alpha_\sigma \cdot \Delta\sigma. \quad (107)$$

Таблиця 6

Розрахункові характеристики циклу навантаження досліджуваних зразків

№ зразка	$\Delta\sigma$, МПа	σ_{\max} , МПа	σ_{rest} , МПа	α_σ	σ_k , МПа	σ_{\min}^c , МПа	α_σ^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

Для визначення границі обмеженої витривалості досліджуваних зразків в якості базової була використана крива втоми, отримана к.т.н. Мотрунічем С.І. 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 сплаву AA2219 зі стиковим швом, виконаним АДЗНЕ (жирна лінія на рис. 21).

Щоб здійснити перехід від точок на базовій кривій до відповідних точок на розрахунковій кривій коефіцієнти асиметрії циклу обох кривих мають співпадати. Розглянувши таблицю 7, можемо переконатися в тому, що для всіх зразків ефективний коефіцієнт асиметрії циклу, який визначається за формулою

$$R_\sigma^{eff} = \sigma_{\min}^c / \sigma_k, \quad (108)$$

істотно відрізняється від коефіцієнта асиметрії циклу базової кривої ($R_\sigma = 0,1$).

Зі зменшенням коефіцієнта асиметрії циклу на тій самій базі довговічності розмах напружень зростає. Зокрема Міжнародний інститут зварювання (МІЗ) рекомендує враховувати цей ефект за допомогою “коефіцієнта підвищення втоми” $f(R_\sigma)$, який для значень $R_\sigma < 0,5$ визначається за формулою

$$f(R_\sigma) = -0,4 \cdot R_\sigma + 1,2. \quad (109)$$

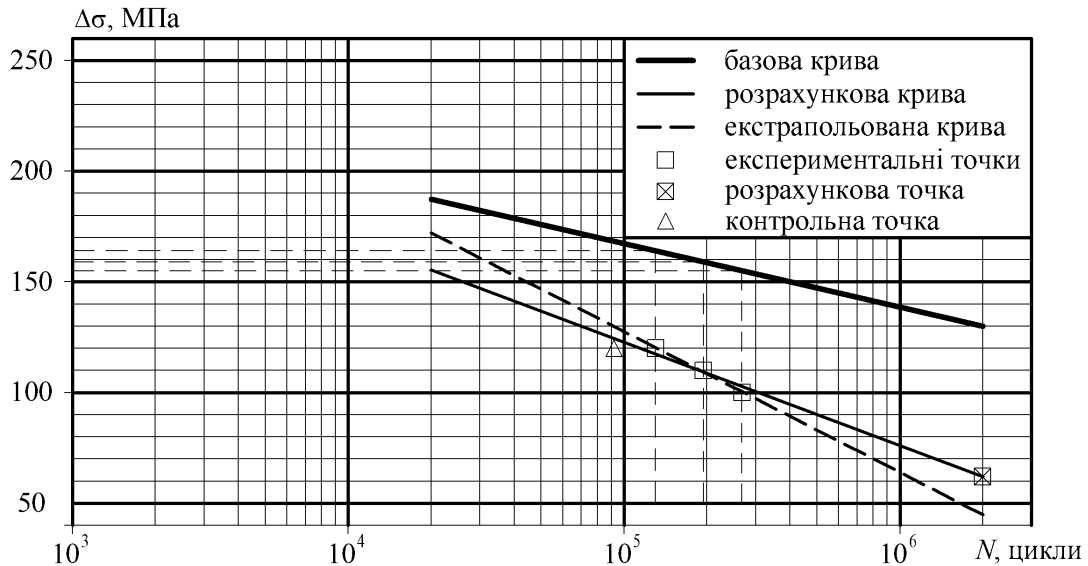


Рис. 21. Базова для гладких зразків без ЗЗН та розрахунково-експериментальна для досліджуваних зразків криві втоми стикових зварних з'єднань алюмінієвого сплаву АА2219, виконаних АДЗНЕ, при коефіцієнті асиметрії циклу навантажень 0,1.

Отже, для приведення у відповідність базової та розрахункової кривих на розмах напружень базової кривої $\Delta\sigma_b$ необхідно ввести поправку

$$K_R = f(R_\sigma^{eff}) / f(R_\sigma^b). \quad (110)$$

Таблиця 7

Результати розрахунків коефіцієнтів чутливості до концентрації напружень досліджуваних зразків

№ зразка	α_σ^c	R_σ^{eff}	K_R	$\Delta\sigma_b$, МПа	K_σ	q_σ
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

В такому випадку ефективний ККН визначається за формулою

$$K_\sigma = \frac{K_R \cdot \Delta\sigma_b}{\Delta\sigma}. \quad (111)$$

Зв'язок між теоретичним та ефективним ККН встановлюється через коефіцієнт чутливості до концентрації напружень q_σ , який виражається формулою

$$q_\sigma = \frac{K_\sigma - 1}{\alpha_\sigma^c - 1}. \quad (112)$$

Відомо, що коефіцієнт чутливості не є константою матеріалу і він зменшується зі збільшенням теоретичного ККН для всіх класів матеріалів, що й прослідковується за даними табл. 7. Тому для подальшої екстраполяції результатів на область високих довговічностей була встановлена наступна кореляційна залежність між цими величинами

$$q_{\sigma} = (\alpha_{\sigma}^c)^{-0,6285} . \quad (113)$$

Розмах напружень на розрахунково-експериментальній кривій (суцільна лінія на рис. 21), 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 першому наближенні приймається напруження, отримане шляхом лінійної екстраполяції за трьома експериментальними точками методом найменших квадратів до бази довговічності $2 \cdot 10^6$ циклів (штрихова лінія на рис. 21).

Спочатку для прийнятого розмаху напружень розрахункової кривої $\Delta\sigma$ визначається дійсний ККН циклу α_{σ}^c за формулою (106) і за його значенням визначається коефіцієнт чутливості до концентрації напружень q_{σ} за формулою (113). Потім з формули (112) виражається ефективний ККН K_{σ} . Далі за формулою (108) визначається ефективний коефіцієнт асиметрії циклу R_{σ}^{eff} , на основі якого визначається поправка K_R за формулою (110). Тепер, маючи значення $\Delta\sigma$, K_{σ} і K_R , можемо виразити з формули (111) напруження базової кривої $\Delta\sigma_b$. Наближення продовжуються поки розрахункове значення $\Delta\sigma_b$ не співпадатиме з дійсним розмахом напружень базової кривої. В розглянутому випадку розмах напружень базової кривої $\Delta\sigma_b = 130$ МПа на базі довговічності $2 \cdot 10^6$ циклів відповідає розмах напружень розрахунково-експериментальної кривої $\Delta\sigma = 62$ МПа.

ОСНОВНІ ВИСНОВКИ ТА ЗАГАЛЬНІ РЕЗУЛЬТАТИ РОБОТИ

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 АМг6М 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 АМг6 товщиною 1,5 мм, виконаних ІДЗПЕ, та АМГ6М 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 АМг6М товщиною 1,8 мм показано, що початкова кутова деформація величиною 2° 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° 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 втому досліджуваних зразків. Максимальне відхилення вихідних експериментальних даних від отриманої кривої склало менше 3 %.

СПИСОК ОПУБЛІКОВАНИХ ПРАЦЬ

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. <https://doi.org/10.15407/as2016.12.08>
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. <https://doi.org/10.20535/2521-1943.2017.79.94900>
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. <https://doi.org/10.17729/ebis.2017.4/7>
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. <https://doi.org/10.17729/ebis.2017.5/14>

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. <https://doi.org/10.17729/ebis.2017.4/5>
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. <https://doi.org/10.15407/tpwj2017.09.09>
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**). <https://doi.org/10.1007/s11223-017-9917-x>
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. <https://doi.org/10.15407/tpwj2019.04.02>
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**). <https://doi.org/10.1007/s11003-019-00310-2>
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. <https://doi.org/10.15407/tpwj2019.09.07>
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. [https://doi.org/10.15589/znp2019.1\(475\).5](https://doi.org/10.15589/znp2019.1(475).5)
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**). <https://doi.org/10.1080/09507116.2022.2033446>
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 // Strojnicky Casopis. – 2022. – №1 (72). – P. 99–108. (**Scopus, Q3**). <https://doi.org/10.2478/scjme-2022-0010>
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 // Strojnicky Casopis. – 2023. – №1 (73). – P. 137–146. (**Scopus, Q3**). <https://doi.org/10.2478/scjme-2023-0011>
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**). <https://doi.org/10.1007/s10778-023-01225-x>
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**). <https://doi.org/10.1007/s11003-024-00775-w>
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). <https://doi.org/10.1007/s10778-025-01318-9>
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. <https://doi.org/10.37434/tpwj2025.01.03>
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.

АНОТАЦІЯ

Молтасов А.В. Побудова ефективних інженерних оцінок напружень в зонах концентрації тонколистових стикових зварних з'єднань. – Рукопис.

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.

На базі модифікованої гіпотези ламаних перерізів отримані нові математичні формули для визначення теоретичних ККН у стикових зварних з'єднаннях різної конфігурації. Вперше запропоновані інженерні підходи до визначення напружень в околі кореня шва стикового зварного з'єднання з асиметричним підсиленням. Теоретично обґрунтовані залежності для визначення напружень в околі концентраторів напружень на протилежних сторонах з'єднання, які чинять один на одного взаємний вплив.

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.

Запропоновано експериментально-розрахункову методику визначення границі обмеженої витривалості стикових зварних з'єднань з опуклостями шва та залишковими зварювальними напруженнями (ЗЗН) на основі базової кривої.

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.

Based on the modified hypothesis of broken sections, new mathematical formulas were obtained for determining theoretical SCF in a butt welded thin-sheet joint with a double-sided seam during tension and bending.

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.

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. 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. 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.

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.

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 weld root.

The equivalent strain energy density (ESED) method was improved in terms of considering 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 considering plastic deformations in concentration zones.

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 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 butt-welded joints of aluminum alloy AA2219 with a thickness of 2 mm samples was constructed.

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