

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу
Міністерство освіти і науки України

Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу
Міністерство освіти і науки України

Кваліфікаційна наукова
праця на правах рукопису

ДЗЮБИК АНДРІЙ РОМАНОВИЧ

УДК 622.69:658.588.8](043.3)

ДИСЕРТАЦІЯ

**Розвиток наукових основ підвищення надійності тривалоексплуатованих
трубопровідних систем шляхом вдосконалення зварювальних процесів
при ремонтах**

05.15.13 – трубопровідний транспорт, нафтогазосховища
18 – виробництво та технології

Подається на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук
Дисертація містить результати власних досліджень. Використання ідей,
результатів і текстів інших авторів мають посилання на відповідне джерело



А. Р. Дзюбик

*Всі приписані
дисертації ідентифіковані
за змістом
Всесвітнім секретарем спеціалізованої
вченої ради Д 20.052.04
26.06.2025*

Науковий консультант

Грудз Володимир Ярославович
професор, доктор технічних наук

Івано-Франківськ – 2025



М. П. Дзюбик А. П.

В. Хомин

20 25

АНОТАЦІЯ

Дзюбик А. Р. Розвиток наукових основ підвищення надійності тривалоексплуатованих трубопровідних систем шляхом вдосконалення зварювальних процесів при ремонтах. – Кваліфікаційна наукова праця на правах рукопису.

Дисертація на здобуття наукового ступеня доктора технічних наук за спеціальністю 05.15.13 – трубопровідний транспорт, нафтогазосховища (18 – виробництво та технології). – Івано-Франківський національний технічний університет нафти і газу, МОН України, Івано-Франківськ, 2025.

Дисертаційна робота присвячена: дослідженню міцності та надійності тривалоексплуатованих трубопровідних систем під час реалізації ремонтно-відновлювальних робіт, зокрема зварювальних процесів та моніторингу напружено-деформованого стану і механічних характеристик матеріалу трубопроводів; розвитку експериментально-розрахункового методу встановлення напруженого стану, зумовленого зварюванням у стиках труб зі застосуванням сучасних трубопровідних сталей підвищеної міцності; особливостей застосування зварювальних матеріалів для виконання стиків труб із високоміцних сталей; дослідженню міцності балкових багатоопорних надземних ділянок трубопровідних систем із врахуванням особливостей конструктивного виконання та умов експлуатації; вдосконаленню підходів щодо ремонту металевих та залізобетонних опорних елементів надземних ділянок із застосуванням зварювальних процесів.

Сучасні трубопровідні системи тривалого експлуатування потребують постійного моніторингу технічного стану для встановлення умов щодо продовження експлуатації, застосування ремонтно-відновлювальних робіт чи модернізації шляхом заміни окремих ділянок. Моніторинг показників надійності на прикладі лінійної частини газопроводу «Братерство» показує, що можливо ефективніше використовувати природні ресурси охоронних зон в сучасних умовах конкурентного середовища. При цьому важливим є застосовувати комплексні підходи із

відомих експериментальних методів, розроблення нових методик моніторингу характеристик трубопроводів та математичного моделювання.

В роботі для оцінки пошкоджуваності матеріалу за значеннями макротвердості використано метод LM-твердості у випадку стиків із високоміцних сталей трубного типу. Розглянуто випадки виконання зварних швів із відмінними структурно-фазовими характеристиками щодо основного матеріалу труб. Встановлено та вивчено показники методу LM-твердості для ферито-перлітних та аустенітних зварних швів. Запропоновано підходи для ідентифікації лінійних розмірів зони термодформаційного впливу зварного стику труб на підставі натурних металографічних досліджень. Для випадку експериментального визначення напружень на поверхні зварного стику показано можливість встановлення зони пластичних деформацій, зумовленої зварюванням для високоміцних матеріалів трубного типу.

Проведено дослідження міцності надземної ділянки балкового типу магістрального нафтопроводу $\varnothing 720 \times 10$ мм, де відбулося руйнування ригеля проміжної опори. Запропоновано шляхи зменшення реакції опор та проведено експериментальні вимірювання після ремонту. Вивчено особливості конструктивного виконання надземного переходу, що споруджується за схемою труба в трубі, так званому несівному кожусі та запропоновано підхід до розрахунку такого переходу. Для випадку магістрального нафтопроводу $\varnothing 530 \times 10$ мм із кожухом $\varnothing 1020 \times 12$ мм та однією проміжною опорою проведено експериментальні вимірювання прогину кожуху та виконано відповідні обчислення міцнісних характеристик. Запропоновано шляхи забезпечення рівності максимальних згинних моментів завдяки висотному регулюванню опори.

Розвинуто балково-оболонкову модель для розрахунку на міцність надземних ділянок магістральних трубопроводів із проміжними опорами. Модель враховує особливості конструктивного виконання балкових переходів, пружне деформування ґрунту в прилеглих підземних ділянках трубопроводу, податливість елементів в опорному перерізі та можливість висотного регулювання проміжних опор. Виконано розрахунок міцності триопорного надземного переходу

Ø 530×8 мм за наявності внутрішнього тиску та поверхневих дефектів в околі зварного шва. Запропоновано підхід до врахування сумісної дії внутрішнього тиску, залишкових зварювальних напружень та моментних напружень для обчислення коефіцієнтів запасу міцності за крихкого та в'язкого руйнування матеріалів. Показано, що складова напруженого стану від дії згинальних моментів може сягати третини від загального сумарного рівня напружень.

Проаналізовано особливості експлуатації магістральних газопроводів за умов неповного завантаження та додаткового шляхового відбору газу. Показано, що коливання тиску газу в низькочастотній області можуть призводити до втомних навантажень матеріалу труб. Досліджено втомну міцність та ударну в'язкість зварних стиків високоміцних сталей трубного типу, що виконані аустенітними, феритними та комбінованими аустенітними кореневими та феритними заповнювальними швами. Вивчення ударної в'язкості різних зон зварних з'єднань із високоміцної сталі та швів різного фазового складу показало, що найвищі показники має аустенітний метал шва, а найнижчі комбіновані аустеніто-феритні шви. Утім незалежно від використаних структури швів значення ударної в'язкості металу зони термічного впливу завжди була найнижчим. Аналогічні висновки отримано на підставі фрактографічного аналізу. Вивчено корозійні характеристики розглядуваних зварних з'єднань.

Подано математичну модель експериментально-розрахункового методу, що охоплює характерні класи сталей не лише експлуатованих трубопроводів, а також нових класів високоміцних сталей. Запропонована функціональна залежність для опису залишкових пластичних деформацій дає змогу описати залишкові зварювальні напруження у високоміцних матеріалах трубного типу.

Проведено теоретичні та експериментальні дослідження способів діагностування та ремонту залізобетонних елементів опор надземних ділянок. Зокрема вивчено особливості виготовлення металевих зварних ригелів. Досліджено зруйновану арматуру тривалоексплуатованих залізобетонних елементів з використанням механічних випробувань та фрактографічного аналізу. Запропоновано методики відновлення зруйнованих арматур залежно від конструктивного

виконання залізобетонного елементу та характеру руйнування арматур. Вивчено міцнісні характеристики металевої балки після тривалого зберігання.

Досліджено особливості реалізації ремонтно-відновлювальних робіт на надземних ділянках магістральних трубопроводів під час їхнього локального підймання над опорами. Розглянуто конструкцію спеціальних підкладок для запобігання пластичних деформацій в трубі під час її підймання. Запропоновано модернізовану установку, яка дає змогу застосовувати підймальні гідроциліндри різного виконання та враховувати характеристики опорного елементу. Виконано експериментальні дослідження висотного регулювання положення осі трубопроводу на магістральному нафтопроводі.

Наукова новизна отриманих результатів полягає в встановленій закономірності тренду показників надійності тривалоексплуатованих газопровідних систем щодо визначення охоронних зон, що дало змогу сформулювати алгоритм визначення індивідуальних розмірів охоронної зони для окремого магістрального газопроводу.

Вперше вивчено особливості застосування методу LM-твердості для випадку високоміцних сталей трубного типу та їхніх зварних стиків, виконаних швами, відмінними за своєю структурою від основного матеріалу. Встановлено закономірності зміни характеристик матеріалу зварних стиків, що дає змогу здійснювати моніторинг технічного стану тривалоексплуатованих газопровідних систем.

Запропоновано методи визначення характеру розподілу та лінійних розмірів поля пластичних деформацій зумовлених зварюванням труб із високоміцних сталей, які схильні до низькотемпературних перетворень. Отримав подальший розвиток математичний апарат експериментально-розрахункового методу встановлення залишкових напружень на підставі доступних експериментальних даних в зварних стиках труб. Отримані результати дали змогу розширити дослідження на нові класи застосовуваних в трубопровідній промисловості сталей та зварних швів для моделювання залишкових напружень в зварних стиках труб.

Встановлено характеристики тріщиностійкості та ударної в'язкості зварних з'єднань високоміцних сталей із зварними швами різного структурно-фазового

складу. Проведений металографічний та фрактографічний аналіз та дослідження корозійної стійкості отриманих матеріалів та зварних з'єднань.

Набула подальшого розвитку балково-оболонкова модель встановлення діючих навантажень та напружень в надземних багатоопорних ділянках магістральних трубопроводів із врахуванням податливості елементів опор, пружного деформування ґрунту прилеглих підземних ділянок трубопроводу, висотного регулювання положення проміжних опор відносно осі трубопроводу.

Розвинуто наукові знання щодо встановлення міцності надземних ділянок трубопроводів із урахуванням експлуатаційних, зварювальних та глобальних моментних напружень, що дає змогу розглядати складні задачі для багатоопорних ділянок трубопроводів з урахуванням пружності ґрунту та податливості елементів опор.

Практичне значення отриманих результатів можливості полягає в сформульованих вимогах до охоронних зон магістральних трубопроводів на підставі проведеного аналізу ймовірності виникнення аварійних ситуацій. Отримані результати застосовано на прикладі лінійної частини газопроводу «Братерство», що дало змогу рекомендувати на основі даних про інтенсивність аварійних ситуацій зменшити охоронні зони на 18 % для отримання максимального прибутку від вивільнених площ.

За отриманими результатами розроблено методики встановлення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу в зварних з'єднаннях сталей, зокрема високоміцних матеріалах на підставі комплексного використання даних про металографічний аналіз структурно-фазового складу з'єднання та використання положень теорії зварювальних процесів. Розроблено метод визначення характеристик зони пластичних деформацій на підставі даних про експериментальне вимірювання напружень на поверхні зварного стика.

Отримані в роботі результати дали змогу виконувати встановлення міцності за даними про положення несівного кожуху надземного балкового переходу магістрального нафтопроводу, виконаного за схемою труба в трубі. Сформульовано рекомендації щодо забезпечення рівності максимальних згинних

моментів в прогоні та над проміжною опорою магістрального нафтопроводу з використанням регулювання висотного положення проміжної опори.

На основі розвинутої в роботі балково-оболонкової моделі надземного переходу магістрального трубопроводу отримано рекомендації щодо висотного положення проміжних опор під час реалізації ремонтно-відновлювальних робіт. Подано низку рекомендацій щодо можливості забезпечення рівності опорних та прогонових максимальних згинних моментів, можливості максимального підймання трубопроводу над опорою та запропоновано шляхи збільшення висоти підймання трубопроводу завдяки одночасному виконанню процесу над двома сусідніми опорами. Вивчено вплив різних значень коефіцієнтів постелі ґрунту на величину діючих навантажень та напружень в надземній ділянці трубопроводу. Запропоновано методику оцінки показників крихкого та в'язкого руйнування для багатоопорних надземних ділянок трубопроводів з поверхневими дефектами, яка враховує мембранні, глобальні моментні та зварювальні напруження.

На підставі виконаної оцінки опору втомному руйнуванню металу різних зон зварних з'єднань високоміцної сталі, отриманих з використанням електродів різного фазового складу, або за їх поєднання встановлено, що лише в межах другої ділянки кінетичних діаграм втомного руйнування метал швів виявив вищу тріщиностійкість порівняно з основним металом. Встановлено, що незалежно від зони зварного з'єднання, найвища ударна в'язкість була в металу шва, отриманого аустенітним електродом.

Проведені дослідження щодо руйнування залізобетонних несівних елементів дали змогу розробити методику ремонту зруйнованих арматур в польових умовах з використанням різних конструктивних схем ремонту залежно від особливостей руйнування арматур. Отримано методику розрахунку та проектування металевого ригеля таврового перерізу під час ремонту проміжних опор надземних ділянок магістральних трубопроводів. Запропоновано методику підймання діючого трубопроводу під час ремонтних робіт з використанням гідравлічного домкрату та проміжних підкладок різного профілю для зменшення навантаження на трубу. Проведено апробацію підймання магістрального нафтопроводу для встановлення

реакції опор та виконання ремонту проміжних опор. Розроблено модернізовану установку, яка дає змогу застосовувати потрібні за розмірами гідравлічні циліндри у поєднанні із гідравлічним домкратом та спеціальним бандажем.

Отримані результати виконаних в роботі досліджень та практичних прикладів реалізації методик подано в комплексній галузевій методиці «Працездатність зварних з'єднань тривалоексплуатованих трубопровідних систем та зосереджених об'єктів».

Ключові слова: міцність, трубопровід, охоронна зона, напружено-деформований стан, високоміцна сталь, зварний стик труб, балково-оболонкова модель, надземна ділянка, проміжна опора, ремонтно-відновлювальні роботи.

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА

Наукові праці, в яких опубліковано основні наукові результати дисертації.

1. Krechkovska H., Voitovich A., Dzyubyk A., Kindratskyu B., Lampitskyi O., Bohun L. Differences in structure and properties of the beam metal of the bridge structure. *Mater Sci.* 2024. Vol. 59, P. 720–726. **(індексується в Scopus, квартиль Q3).** (Особистий внесок – виконав планування експерименту та завдання щодо реалізації механічних та фрактографічних досліджень металевої балки. Брав безпосередню участь в підготовці взірців, експериментальних та фрактографічних дослідженнях та узагальненні даних щодо рекомендації подальшої експлуатації балки після тривалого зберігання).

2. Dzyubyk A., Lisovska L., Voitovich A., Khomych I., Soloviov O., Dzyubyk L. Investigation in Structure of Fusion Zone of Welded Joint of High-Strength Steel with Austenite Weld. *New Technologies, Development and Application VII. NT 2024. Lecture Notes in Networks and Systems.* 2024. Vol 1069, P. 346 – 355. **(індексується в Scopus, квартиль Q4).** (Особистий внесок – сформував ідею та завдання проведення досліджень, розробив планування експерименту вимірювання зони термодформаційного впливу, взяв безпосередню участь в реалізації робіт на практиці. Підготував статтю до публікації).

3. Dzyubyk A., Dzyubyk L., Soloviov O. Effect of welding axial stresses on the strength of a welded pipe joint with a defect. *Vibroengineering Procedia*. 2024. Vol. 55. P. 187–193. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – автору належить ідея та окреслення завдання щодо вивчення впливу залишкових напружень на міцність стиків труб із високоміцної сталі. Запропонував представлення функціональних залежностей для опису пластичних деформацій та отримав вирази для обчислення залишкових напружень. Брав участь в проведенні обчислень та узагальнив результати. Підготував статтю до публікації).

4. Dzyubyk A., Kusi Y., Dzyubyk L., Nazar I., Ivanov V. Influence of the welding cycle on the parameters of material damageability of the high-strength steel connection with an austenitic seam. *Vibroengineering Procedia*. 2024. Vol. 55, P. 201–207. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – запропонував ідею та розробив методику дослідження зварних стиків методом ЛМ-твердості та запропонував алгоритм реалізації. Сформулював завдання для проведення досліджень. Брав безпосередню участь в експериментальних дослідженнях та узагальненні даних. Підготував статтю до публікації).

5. Dzyubyk A. R., Voitovych A. A., Student O. Z., Dziubyk L. V., Khomych I. B. Evaluation of the Technical State of Reinforcement of the Concrete-Beam Span of a Bridge Constructed at the End of the Last Century. *Mater Sci*. 2022. Vol. 57, P. 466–474. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – сформулював завдання щодо необхідних механічних та фрактографічних досліджень арматурних стержнів залізобетонних балок. Брав участь в проведенні експерименту та фрактографічних дослідженнях. Узагальнив результати та підготував статтю до публікації)

6. Dzyubyk A. R. Impact Toughness of Welded Joints on 34KhN2MA Steel Produced from Electrodes with Various Phase Compositions. *Mater Sci*. 2020. Vol.56. P.203–209. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**.

7. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. V., Pokhmurs'ka G. V., Prokopyshyn I. A. Residual Strength of the Overhead Section of a Main Pipeline with Annular Cracks. *Mater Sci*. 2019. Vol.54, P. 855–865. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**.

(Особистий внесок – автору належить ідея щодо розвитку математичної балково-оболонкової моделі, формулювання завдання та узагальнення даних. Взяв участь у виконанні обчислень надземної ділянки. Запропонував підхід щодо встановлення коефіцієнтів запасу міцності за крихкого та в'язкого руйнування зварних стиків труб надземних переходів. Підготував статтю до публікації).

8. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of stress near the cracks in welded plates with taking into account the residual deformation. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2019. Vol. 480, Issue 1. P. 1–9. **(індексується в Scopus)**. (Особистий внесок – сформулював завдання. Використав експериментальні дані для запису формул для визначення залишкових деформацій. Розробив чисельний алгоритм розв'язування рівнянь підставі методу механічних квадратур. Проаналізував отримані результати та сформулював висновки).

9. Dzyubyk A. R., Voitovych A. A., Dzyubyk L. V., Babii L. O. Specific Features of the Fatigue Fracture of Welded Joints of 34KhN2MA Steel Formed by Electrodes with Different Phase Compositions. *Mater Sci*. 2018. Vol.54, P. 215–222. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – сформулював завдання досліджень та визначив необхідні типи зварних з'єднань та швів. Спланував експеримент та безпосередньо брав участь у його проведенні. Взяв участь в обробці даних та побудові кінетичних діаграм втомного руйнування, фрактографічних дослідженнях. Узагальнив результати та підготував статтю до публікації).

10. Dzyubyk A., Sudakov A., Dzyubyk L., Sudakova D. Ensuring the specified position of multisupport rotating units when dressing mineral resources. *Mining of Mineral Deposits*. 2019, Vol.13, Issue 4. P. 91 – 98. **(індексується в Scopus, кuartиль Q2)**. (Особистий внесок – сформулював завдання щодо визначення навантажень в конструкції на основі балково-оболонкової моделі, взяв участь в формулюванні розв'язуваних рівнянь та методики їхнього розв'язку, в окресленні та розв'язуванні завдання про забезпечення заданого вертикального положення опор, розробці ремонтних технологій. Брав участь в реалізації обчислень, узагальненні результатів та підготовці статті до публікації).

11. Maksymovych O.V., Dzyubyk A. R., Barvinska Kh. A., Dzyubyk L. V. Determination of stress in composite plates with cracks on the basis of the method of integral equations and solutions by Green. *Scientific Bulletin of National Mining University*. 2019. Issue 5, P. 65 – 73. **(індексується в Scopus, квартиль Q2)**. (Особистий внесок – сформулював завдання. Взяв участь у створенні чисельного алгоритму на основі квадратур Лобатто; проведенні розрахунків напружень для півплощини з вільною або жорстко закріпленою межею, а також для пластини з еліптичним отвором і тріщинами; аналізі результатів і формулюванні висновків).

12. Maksymovych O., Dzyubyk A., Nazar I., Dzyubyk L. Calculation of Stresses near Holes in Welded Plates Taking Account of the Residual Deformations. *Materials Science Forum*. 2019. Vol. 968, P. 468 – 474. **(індексується в Scopus, квартиль Q4)**. (Особистий внесок – взяв участь у формулюванні завдання; побудові інтегральних рівнянь для анізотропних пластинок з пружними включеннями; створенні чисельного алгоритму на підставі методу механічних квадратур; проведення розрахунків на міцність на основі критерію Гоффмана; аналізі отриманих результатів та формулюванні висновків).

13. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of trajectories and the rate of growth of curvilinear fatigue cracks in isotropic and composite plates. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 373, 012024. **(індексується в Scopus)**. (Особистий внесок – сформулював завдання; вибрав діаграми втомного руйнування та критерії для знаходження напрямків росту тріщин; розрахував траєкторії та швидкості росту втомних тріщин; розрахував довговічність).

14. Dzyubyk A. R., Nykolyshyn T. M., Porokhova's'kyi Y. V. Influence of Residual Stresses on the Limit Equilibrium of a Pipeline with Internal Crack of Arbitrary Configuration. *Mater Sci*. 2016. Vol. 52, P. 89–98. **(індексується в Scopus, квартиль Q4)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та сформулював алгоритм досліджень. Взяв участь в розробці математичної моделі та побудові графічних залежностей. Здійснив Узагальнив результати та підготував статтю до публікації).

15. Osadchuk V. A., Tsymbalyuk L. I., Dzyubyk A. R. Determination of the triaxial distribution of residual stresses in welded joints of structural elements with rectilinear seams and estimation of their influence on joint strength in the presence of crack-type defects. *Journal of Mathematical Sciences*. 2012. Vol. 183, P.150–161. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні задачі дослідження та математичної моделі зварного з'єднання із прямолінійним швом. Зокрема за його участі отримані вирази для визначення компонент тензора напружень для множини заданих локалізованих в зоні шва несумісних залишкових деформацій, досліджено впливу залишкових напружень на статичну міцність такого зварного з'єднання з гострокінцевими дефектами з використанням двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування. Підготував статтю до публікації).

16. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Метод визначення залишкових напружень у зварних з'єднаннях коловим швом сталей, схильних до гартування. *Машинознавство*. 2002. № 4. С. 33 – 36. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – запропонував ідею та розробив метод встановлення характеристик поля пластичних деформацій за експериментальними точковими значеннями напружень на поверхні зварних стиків. Взяв участь в отриманні виразів для обчислення залишкових напружень під час виконання кільцевих швів та узагальнив результати. Підготував статтю до публікації).

17. Дзюбик А. Р. Моделювання залишкових пластичних деформацій в зварних з'єднаннях. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2002. № 467. С. 123 – 127. **(наукове фахове видання України)**.

18. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Математичне моделювання залишкового напруженого стану в колових швах. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2002. № 456. С. 55 – 58. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання для дослідження залишкових напружень в колових швах. Взяв участь в отриманні

виразів для обчислення залишкових напружень, узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

19. Банахевич Ю. В., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану в зварних з'єднаннях труб із врахуванням структурних змін. *Науковий вісник національного технічного університету нафти і газу*. 2003. № 1(5). С. 118 – 120. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні задачі щодо встановлення та дослідження впливу структурних змін в стиках труб за допомогою зразків-імітаторів. Брав участь в експериментальних дослідженнях, узагальненні отриманих результатів та підготовці статті до друку).

20. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного з'єднання труб з урахуванням структурних змін в зоні термічного впливу. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал «Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ»*. 2003. № 1. С. 77 – 81. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні та окресленні завдання досліджень, розробленні математичної моделі експериментально-розрахункового методу, що враховує структурні зміни в зоні термічного впливу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

21. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Діагностування напруженого стану в стикових зварних з'єднаннях труб розрахунково-експериментальним методом. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал «Методи та прилади контролю якості»*. 2003. № 10. С. 10 – 14. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в розробленні математичної моделі розрахунково-експериментального методу та отриманні розв'язуваних рівнянь. Спільно здійснював узагальнення отриманих результатів та готував статтю до друку).

22. Банахевич Ю. В., Дзюбик А. Р. Комплексний підхід до визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник «Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2004. Вип.38. С. 30 – 34. **(наукове фахове**

видання України). (Особистий внесок – взяв участь в розробленні комплексного підходу до визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів та побудові структурної схеми. Розробив порядок отримання початкових значень неруйнівних методів із врахуванням особливостей їхнього використання та наявності зони термічного впливу. Підготував статтю до публікації).

23. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження особливостей напруженого стану нерознімних з'єднань деталей із високоміцних сталей. *Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля*. 2005. № 11 (93). С. 144 – 147. **(наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – сформулював завдання досліджень та підготував експерименту. Взяв участь в реалізації досліджень методами контактної локальної ТЕРС та мікротвердості. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

24. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Павлик В. П. Напружено – деформований стан нафтопроводу при його локальному підйманні. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2006. № 556. С. 3 – 8. **(наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – окреслив завдання та розробив методику проведення досліджень. Провів чисельне моделювання МСЕ підкладки та розроблення її конструктивного виконання. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

25. Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Гуцуляк Ю. В. Прогнозування надзвичайних ситуацій при експлуатації зварних конструкцій на основі вимірювання напружень. *Пожезна безпека*. 2006. Вип. 9. С. 67 – 72. **(наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – окреслив завдання щодо вимірювання напружень та розробив загальний вид функціоналу що враховує використання неруйнівних методів вимірювання напружень. Узагальнив результати та взяв участь у підготовці статті до друку).

26. Гуцуляк Ю. В., Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Юзьків Т. Б. Розрахунок бандажу та конструкція установки для проведення аварійно-відновлювальних робіт. *Пожезна безпека*. 2006. Вип. 8. С. 51 – 54. **(наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – взяв участь у формуванні ідеї щодо використання

бандажу при отриманні переносної модернізованої установки та розробленні алгоритму розрахунку бандажу та отриманні розрахункових формул встановлення розмірів бандажу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

27. Білобран Б., Дзюбик А. Розрахунок напружено – деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів чисельними методами. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2007. № 588. С. 8 – 12. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та дослідив вплив коефіцієнтів постелі ґрунту на міцність надземної ділянки трубопроводу. Визначив характер та обсяг необхідного дослідження. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

28. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2009. Вип. 19.10. С. 89 – 94. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання для дослідження міцності високоміцних трубних з'єднань із використанням експериментально-розрахункового методу. Встановив необхідні параметри поля пластичних деформацій та взяв участь в узагальненні результатів і підготовці статті до друку).

29. Дзюбик А. Р. Моделювання залишкового напруженого стану при двосторонньому виконанні кільцевих швів зварних стиків труб. *Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2003. № 483. С. 48 – 53. **(наукове фахове видання України)**.

30. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Ковальчук Р. А., Величко Л. Д. Вплив зварювальних пластичних деформацій на залишкові напруження в кільцевих швах труб. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2010. Вип. 20.9. С.106 – 111. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – визначив

мету та завдання дослідження впливу зварювальних пластичних деформацій на залишкові напруження в кільцевих швах труб. Визначив необхідні характер та методику дослідження. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

31. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Напружено-деформований стан надземного балкового переходу в кожусі магістрального нафтопроводу. *Нафтова і газова промисловість*. 2010. № 1. С. 50 – 52. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та визначив підходи і методику врахування кожуху для розрахунку міцності надземного трубопроводу, спорудженого за схемою труба в трубі. Взяв безпосередню участь в експериментальних дослідженнях та перевірці запропонованого підходу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

32. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Паньків В. І. Підвищення ефективності зварювання стиків трубопроводів. *Вісник «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2011. № 702. С. 88 – 91. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання досліджень та сформулював методику вивчення ефективності зварювання стиків трубопроводів, зокрема впливі швидкості охолодження на мікроструктуру та властивості металу у високотемпературній ділянці ЗТВ для трубної сталі. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

33. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Вплив монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів у горах. *Нафтова і газова промисловість*. 2012. № 6. С. 39 – 42. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь у проведенні чисельного експерименту під час вивчення монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів. Взяв участь у узагальненні отриманих результатів та підготовці статті до друку).

34. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Розподіл залишкових напружень у пологій сферичній оболонці в околі ввареного кругового

циліндра. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2013. Вип. 23.12, С. 352 – 357. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні і проведенні дослідження напружень у пологій сферичній оболонці в околі звареного кругового циліндра. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

35. Дзюбик А., Назар І., Дзюбик Л., Палаш Р., Саковець А. Забезпечення технологічної міцності зварних стиків обсадних труб. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник «Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2016. Вип. 50. С. 94–102. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання дослідження зварних стиків із сталей підвищеної міцності. Розробив алгоритм проведення експериментів. Взяв участь в реалізації експериментів та проведених обчислень, зокрема поля пластичних деформацій та обчислювальних виразів. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

36. Dzyubyk A., Palash V., Khomych I., Hrynus S. Optimization of Welding Modes for High-Strength Low-Alloy Domex 700 Steel. *Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science*. 2017. Vol. 3, No. 2, P. 47 – 54. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – сформулював завдання та методику проведення експериментів щодо вивчення зони термічного впливу стиків високоміцної сталі та оптимізацію параметрів режиму зварювання. Взяв участь в проведенні металографічних досліджень та вимірюванні мікротвердості. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

37. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Федик Ю. В. Особливості зварності сталі 30ХГСА. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2017. Вип. 27(9). С. 68 – 72. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь у встановленні можливості застосування методу КЛ ТЕРС для визначення у зварному з'єднанні розмірів зони сплавлення та її окремих ділянок типу неповного розплавлення та примежової. Брав участь в проведенні дослідження впливу температури попереднього підігрівання на мікроструктуру

зварного з'єднання високоміцної сталі 30ХГСА, отриманого двошаровими швами. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

38. Dzyubyk A. R., Palash V. M., Nazar I. B., Dzyubyk L. V., Palash R. V. Застосування зварних опорних вузлів під час ремонту надземних переходів магістральних трубопроводів. *Scientific Bulletin of UNFU*. 2016. 26(1). Р. 230 – 238. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та розробив методику розрахунку зварних опорних ригелів, здійснив їхнє конструювання із врахуванням реакції опор. Взяв участь у узагальненні отриманих результатів та підготував статтю до друку).

Патенти

1. Спосіб визначення розмірів зони термодформаційного впливу зварних з'єднань сталей: пат. 106688 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № а201307866; заявл. 20.06.2013; опубл. 25.09.2014, Бюл. № 18/2014. 3 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Хомич І.Б., Назар І.Б., Палаш Р.В., Дзюбик Л. В. **(патент на винахід)**. (Особистий внесок – запропонував ідею експериментально-розрахункового методу визначення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу. Сформулював завдання та методику реалізації запропонованого методу Брав безпосередню участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

2. Пристрій для контролю дефектів поверхні: пат. 56727 Україна, МПК G01B11/30. № 2002086950; заявл. 23.08.2002; опубл. 15.05.2003, Бюл. № 5. 3 с. Автори: Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Банахевич Ю. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував ідею щодо конструктивного виконання пристрою контролю та методику його використання на магістральних трубопроводах. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

3. Спосіб визначення напружень в поверхневому шарі металевого виробу і пристрій для його реалізації: пат. 68991 Україна, МПК G01L1/20, H01L35/28, H01L35/30, H01L35/32. № 20031110619; заявл. 25.11.2003; опубл. 16.08.2004, Бюлетень № 8. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – спільно з авторами запропонував

конструкцію пристрою та методику застосування. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

4. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: деклараційний пат. 8135 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u200500679; заявл. 25.01.2005; опубл. 15.07.2005, Бюлетень № 7. 2 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував використовувати чутливіші термозонди та тривале в часі вимірювання ТЕРС. Взяв участь в розробці методики. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

5. Зворотний клапан фланцевий: пат. 20174. Україна, МПК E 02B9/06; F16K15/02. № u200607668; заявл. 10.07.2006; опубл. 15.01.2007, Бюлетень № 1. 3 с. Автори: Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував конструкцію фланцевого клапана, що забезпечує перекриття високого тиску нагнітального середовища. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

6. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: пат. 49482 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/00. № u2009 12708; заявл. 07.12.2009; опубл. 26.04.2010, Бюл. № 8. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Лагуняк Н. Я. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував комбіноване використання на вимірювальних базах мікротвердості та пристрою ТЕРС, де останній є базовим у реалізації методики. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

7. Зворотний муфтовий клапан: пат. 44587. Україна, МПК E02B9/06, F16K15/00. №u200903803; заявл. 17.04.2009; опубл. 12.10.2009, Бюлетень № 1. 4 с. Автори: Башинський О. І., Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував використовувати додатково витискувальний клапан із реверсивним штоком, який встановлений з можливістю контактування з направляючим штоком. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

8. Пристрій для вимірювання твердості на поверхні циліндричних елементів: пат. 63765 Україна, МПК G01N3/42. № u201101349; заявл. 07.02.11; опубл. 25.10.11, Бюл. № 20. 3 с. Автори: Білобран Б.С., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував конструктивне виконання та методику реалізації пристрою для магістральних трубопроводів. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

9. Пристрій для оцінки ступеню деградації матеріалу великогабаритних конструкцій: пат. 84034 Україна, МПК H01L35/28, H01L35/32. № u201304016; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив спільно конструкцію пристрою та взяв участь в розробленні методики реалізації на великогабаритних виробках. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

10. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 84042 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u 201304081; заявл. 02.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Білобран Б. С.; Дзюбик А. Р., Яновський С. Р., Залеський В. М. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – взяв участь в розробленні металевої конструкції ригеля із ковпаками, яка використовується як заміник залізобетонного ригеля опор. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

11. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій у зварному з'єднанні трубопроводу кільцевим швом: пат. 84035 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u 201304019; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Палаш В. М.; Дзюбик А. Р., Назар І. Б.; Палаш Р. В.; Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував використовувати вимірювальні бази у вигляді тензорезисторів розташованих паралельно до осі шва, а деформацію тензорезисторів здійснювати зміною внутрішнього тиску трубопроводу. Брав участь у оформленні патенту).

12. Спосіб визначення реакції опори циліндричної балкової конструкції: пат. 102018 Україна, МПК G01M1/00; G01M1/04. № u201503740; заявл. 20.04.2015;

опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував здійснювати послідовне навантаження моделі та формувати градуйовану залежність вимірюваних діаметрів у взаємоперпендикулярних напрямках залежно від реакції опори. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

13. Спосіб визначення величини і розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей: пат. 102017 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/06. № u201503739; заявл. 20.04.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував підхід до визначення розподілу та величини залишкових деформацій. Розробив алгоритм вимірювання та обчислення деформацій. Визначив обчислювальні вирази. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

14. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні: пат. 133245 Україна, МПК G01B7/004; G01N25/32. № u201811085; заявл. 09.11.2018; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував застосовувати покази контактної локально термоелектрорушійної сили для вивчення хімічного складу вимірювальних баз. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

15. Спосіб тарування коерцитиметрів для визначення зон критичних напружень в оболонкових конструкціях: пат. 136077 Україна, МПК G01L1/12. № u201810573; заявл. 26.10.2018; опубл. 12.08.2019, Бюл. № 15. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Білобородченко В. І., Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував виконувати послідовне навантаження оболонки для змінного напруженого стану при побудові тарувальних залежностей. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

16. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні трубопроводу: пат. 147696 Україна, МПК G01B7/004, G01N25/32. № u202100657; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Хомич

І. Б., Палаш Р. В., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував для встановлення області вимірювальних баз використовувати мікротвердомір. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

17. Спосіб визначення розмірів зони зварювальних пластичних деформацій у зварному з'єднанні: пат. 147697 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u202100658; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Максимович О. В., Хомич І. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував використовувати різні параметри вимірювальних баз із врахуванням відстані до осі зварного шва. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

18. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 152342 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u202202830; заявл. 04.08.2022; опубл. 11.01.2023, Бюл. № 2/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В., Хомич І. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував регулювати висотне положення ригелю через його конструктивне виконання та методику реалізації на магістральних трубопроводах. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

19. Спосіб ванного зварювання стику багаторядних арматурних стержнів: пат. 153900 Україна, МПК E04G17/04. № u202301087; заявл. 16.03.2023; опубл. 13.09.2023, Бюл. № 37/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А. А., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив конструкцію рознімної сталевий скоби-накладки, яка дає змогу охоплювати усі ряди арматурних стержнів з одного боку та здійснювати почергове зварювання арматур з протилежного боку. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

20. Спосіб ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів: пат. 156575 Україна, МПК E04G17/04, E01D22/00, E01D101/26, E01D101/30. № u202400671; заявл. 09.02.2024; опубл. 10.07.2024, Бюл. № 26/2024. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А. А., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив метод зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів із можливістю почергового зварювання кожного ряду арматур з

використанням вставок проміжних арматур. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

Монографія

1. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ефективності зварювання магістральних трубопроводів при їх експлуатації та ремонті: *монографія*. Нац. ун-т «Львівська політехніка». Львів : Сполом, 2013. 258 с. (Особистий внесок – матеріал монографії ґрунтується на технічній інформації та підбірці ілюстративного матеріалу, які отримано в процесі діагностування магістральних нафтогазопроводів в польових умовах Дзюбиком А. Р. Також ним проведено спільні дослідження, де окреслення завдання, аналіз отриманих результатів та їх інтрепретація здійснені Дзюбиком А. Р. самостійно. Спільно із Назаром І. Б. виконано комп'ютерне моделювання фізико-механічних властивостей зварних з'єднань для різних способів зварювання та проаналізовано вплив режимів зварювання на форму і склад зварних швів. У співавторстві із Палашем Р. В. проведено дослідження впливу параметрів поля пластичних деформацій та способу зварювання на компоненти напруженого стану).

Опубліковані праці апробаційного характеру

1. Березок Б., Ліщинська М., Дзюбик А. Довговічність зварних стиків труб магістральних газопроводів в умовах напруженого стану. *5-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2001. С. 113. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

2. Медведик О. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Слободян Б. В. Оценка напряженного состояния потенциально опасных участков магистральных трубопроводов. *Диагностика – 2002: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи*. Т.3. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром, Ч.1. 2002. С. 58 – 61. (Форма участі – публікація тез).

3. Банахевич Ю. В., Коваль Р. И., Зубик Й. Л., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Диагностика технического состояния магистральных газопроводов УМГ

«Львовтрансгаз». *Диагностика – 2002*: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи. Т.3. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром. Ч.2. 2002. С. 134 – 138. (Форма участі – публікація тез).

4. Медведик О., Кичма А., Слободян Б., Дзюбик А. Корозія магістральних газопроводів на переходах через перешкоди. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». № 3. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2002. С. 790 – 793. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

5. Дзюбик А. Р. Дослідження умовних пластичних деформацій неруйнівними методами із врахуванням структурних змін в зварному з'єднанні. *6-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2003. С. 113. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

6. Дзюбик А. Р. Уточнений підхід до визначення умовних пластичних деформацій у зварному з'єднанні при застосуванні експериментально-розрахункового методу. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез II Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2003. С. 29. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

7. Палаш В. М., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Визначення зварювальних напружень на основі вимірювань контактної локальної термоелектрорушійної сили. *Сварные конструкции*: тези доповідей міжнародної конференції. Київ, 2003. С.127 – 128. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

8. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях кільцевим швом сталевих труб схильних до гартування. *Сварные конструкции*: тези доповідей міжнародної конференції. Київ, 2003. С. 125. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

9. Дзюбик А. Р., Юзьків Т. Б. Оцінка ризику виникнення надзвичайних ситуацій на магістральних трубопроводах із застосуванням моделювання методом скінченних елементів. *Пожезна безпека та аварійно-рятувальна справа: стан, проблеми і перспективи*: збірник матеріалів VII всеукраїнської НПК рятувальників

«Пожежна безпека – 2005». Київ, 2005. С. 147 – 148. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

10. Дзюбик А. Р. Особливості напруженого стану мартенситу в колошовній зоні зварних з'єднань сталей, схильних до гартування. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез III Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2005. С. 33. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

11. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану мартенситу в пришовній зоні зварних з'єднань. *7-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2005. С. 103 – 104. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

12. Білобран Б., Дзюбик А., Павлик В. Застосування чисельних методів для оцінки напружено-деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів. *8-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2007. С. 111 – 112. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

13. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження впливу металу зварного шва на рівень напруженого стану в зоні термодформаційного впливу. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2007. С. 46. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

14. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Застосування спеціалізованих підкладок при вертикальних переміщеннях трубопроводів. *Wiadomosci naukowej mysli: materialy III Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, Przemysl, 01 – 15 listopada 2007 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2007. T. 12. S. 41 – 45. (Форма участі – публікація тез).

15. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка напружень другого роду в мартенситній ділянці зварного з'єднання. *Perspektywiczne opracowania nauki i techniki: materialy II Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, 16 – 30 listopada 2007 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2007. T. 10. S. 28 – 31. (Форма участі – публікація тез).

16. Палаш В. М., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Застосування зразків – імітаторів для дослідження напружень в зварних з'єднаннях неруйнівними методами. *Naukowym progres na rubiezy tysiacleci – 2008: materialy IV Miedzynarodowej naukowii-praktycznej konferencji*, 1 – 15 czerwca 2008 roku. Przemysl: Nauka i studia. 2008. T. 14. S. 16 – 21. (Форма участі – публікація тез).

17. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Дубовик В. О. Математична модель для визначення залишкових напружень у виготовлених із сталей схильних до гартування дискових деталях з коловим зварним швом. *Зварювання та споріднені процеси і технології*: збірник тез Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів, аспірантів та молодих науковців, м. Миколаїв: НУК ім. адм. Макарова, 3-7 вересня, 2008. С.55. (Форма участі – публікація тез).

18. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оптимізація технології дугового зварювання кільцевих неповоротних стиків магістральних трубопроводів. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 225 – 226. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

19. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Зварювальні матеріали для з'єднань високоміцних сталей, схильних до мартенситного перетворення. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 226 – 228. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

20. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Хомич І. Б. Застосування залізо-марганцевих порошкових дротів для відновлення деталей, що працюють в абразивному середовищі. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 119. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

21. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 212. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

22. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка впливу напруженого стану на ресурс зварних стиків магістральних трубопроводів. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій*: матеріали міжнародної науково-технічної конференції. Миколаїв: НУК. 2009. С.44. (Форма участі – публікація тез).

23. Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Оцінка напружено-деформованого стану у різнотовщинних кругових зварних з'єднаннях. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій*: матеріали міжнародної науково-технічної конференції. Миколаїв: НУК. 2009. С.84. (Форма участі – публікація тез).

24. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Геряк І. І. Шляхи забезпечення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій*: збірник праць 4-ї міжнародної конференції. Львів. 2009. С. 917 – 922. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

25. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Фактори впливу на розподіл залишкових напружень у зварних з'єднаннях оболонкових конструкцій із легованих сталей. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С.77. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

26. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Визначення залишкових напружень при багатошаровому зварюванні труб. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С.164. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

27. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Дослідження зварювальних напружень у стиках труб різної товщини. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С. 163. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

28. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях циліндричних оболонок із високоміцних сталей. *Математичні*

проблеми механіки неоднорідних структур: збірник праць. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України. 2010. С. 137 – 140. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

29. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Оцінка впливу залишкових напружень на статичну міцність зварених кільцевим швом циліндричних оболонок з високоміцних сталей із осьовим тріщиноподібним дефектом. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 10-13.11.2010 р. Львів, 2010. С. 57 – 58. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

30. Осадчук В., Палаш В., Дзюбик А. Оцінка статичної міцності оболонкових конструкцій з наскрізними дефектами та визначення їх критичних розмірів. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 92 – 93. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

31. Дзюбик А., Назар І., Палаш Р. Визначення статичної міцності пластини з дефектом, що моделюється наскрізною тріщиною. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 108 – 109. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

32. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка залишкового ресурсу трубопроводів із поверхневими дефектами *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез VI Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2011. С. 70. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

33. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження поля пластичних деформацій при дуговому зварюванні оболонкових конструкцій із високоміцних сталей. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 07-09.11.2012 р. Львів. 2012. С. 25 – 26. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

34. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка міцності зварних оболонок за нелінійного напруженого стану. *Комплексне забезпечення якості технологічних*

процесів та систем: матеріали II міжнародної науково-технічної конференції., Чернігів 23 – 25 травня 2012 р., Чернігів. С. 58. (Форма участі – публікація тез).

35. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оцінка міцності зварних з'єднань із прямолінійними швами в конструкціях оболонкового типу. *Сварочное производство в машиностроении: Перспективы развития*: матеріали III Международной научно-технической конференции. Краматорск: ДГМА, 2012. С. 54 – 55. (Форма участі – публікація тез).

36. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Залишкова міцність магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Сварка и родственные технологии – настоящее и будущее*: тези доповідей міжнародної конференції. Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України. Київ, 2013. С.118 – 119. (Форма участі – публікація тез).

37. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Забезпечення статичної міцності трубопроводів за наявності дефектів. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2013. С. 69. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

38. Dzyubyk A. R. Problems of diagnostics of residual stresses in welded joints of pipelines. *MEMS Design: Proceedings of IXth International Conference on Perspective Technologies and iMethods in MEMS Design*. – Lviv: Lviv Polytechnic Publishing House, 2013. P. 175. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

39. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р. Забезпечення міцності надземного переходу магістрального трубопроводу із врахуванням умов його спорудження. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 22 – 23. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

40. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б. Визначення зони термодформаційного впливу за двохстороннього зварювання. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 185 – 186. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

41. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Проблеми прогнозування міцності зварних з'єднань елементів конструкцій із високоміцних сталей. *Сучасні проблеми механіки та математики*: тези доповідей міжнародної наукової конференції. м. Львів, 21 – 25 травня 2013 р. Львів, 2013. Т 1. С. 95 – 97. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

42. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Шуптар Я. Є. Переміщення елементів опорного вузла магістрального нафтопроводу. *ЕМТ-2013*: матеріали 3-ої Міжнародної конференції молодих вчених ЕМТ-2013. м. Львів, 21-23 листопада 2013 р. Львів С. 80–81. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

43. Дзюбик А. Р. Вплив корозійних дефектів на міцність зварних з'єднань магістральних трубопроводів. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». № 10. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2014. С. 657 – 660. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

44. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного шва у промислових резервуарах циліндричної форми з плоским днищем. *Математичні проблеми механіки неоднорідних структур*: збірник праць міжнар. наук. конференції. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України, 2014. С. 184 – 186. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

45. Палаш В. М., Дзюбик А.Р. Визначення довговічності зварних з'єднань магістральних трубопроводів при наявності дефектів. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 30-31.10.2014 р. Львів. 2014. С. 82. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

46. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Міцність надземних багатопрогонових переходів трубопроводів із врахуванням пружних деформацій опор. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 30-31.10.2014 р. Львів. 2014. С. 83. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

47. Дзюбик А., Хомич І., Куцяба А. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань із високоміцних конструкційних сталей *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2015. С. 73. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

48. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Особливості зварювання спеціальних високоміцних сталей без застосування попереднього підігрівання *12-ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2015. С. 101 – 102. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

49. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Забезпечення енергоощадних умов формування зварних з'єднань підвищеної міцності. *Енергоощадні машини і технології*: тези доповідей II-ї Міжнародної науково-технічної конференції. К.: КНУБА, 2015. С. 78. (Форма участі – публікація тез).

50. Дзюбик А., Червінська Н., Войтович А., Дзюбик Л. Корозійна тривкість зварних з'єднань сталі типу Armstal 500. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». № 11. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, 2016. С. 115 – 118. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

51. Дзюбик А., Прокопишин І. Розрахунок багатоопорної надземної ділянки магістрального нафтопроводу. *13-ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2017. С. 29 – 30. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

52. Dzyubyk L., Pokhmurska H., Dzyubyk A. Providing a given position multiple supported structures Structures beam. *The 13th International Conference «Mechatronic Systems and Materials (MSM – 2017)*: Abstractsnof Papers for the 13th International Conference: «Mechatronic Systems and Materials (MSM – 2017)». Vilnius, Lithuania, 03 – 05 July 2017. Compiled by Justinas Gargasas. Vilnius: Technika, 2017. P. 123. (Форма участі – публікація тез).

53. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Визначення міцності багатоопорного переходу магістрального трубопроводу. *Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку нафти і газу PGE – 2018*: праці II Міжнародної науково-технічної конференції. Ів.-Франківськ. 2018. С. 127 – 131. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

54. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Прогнозування міцності надземної ділянки магістрального трубопроводу. *Сучасні проблеми механіки та математики*: збірник наукових праць міжнародної наукової конференції. Львів, 2018. Т 2. С. 181 – 182. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

55. Дзюбик А. Р. Особливості формування залишкових зварювальних деформацій при застосуванні різних типів зварних швів. *14-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2019. С. 155 – 156. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

56. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Тензометрування різнотовщинних зварних стиків надземних ділянок магістральних трубопроводів. *16-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2023. С. 59 – 60. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

57. Dzyubyk A., Kindrats'kyi B., Nazar I., Dzyubyk L., Soloviov O. Peculiarities of repairing supports for above-ground sections of main pipelines. *Моделювання і комп'ютерний інжиніринг в машинобудуванні (МСЕМЕ–2024)*: збірник тез 2 Міжнародної науково-теоретичної конференції, м. Львів, 18–21 червня 2024 р. Львів, 2024. С. 29. (Форма участі – усна доповідь).

Опубліковані праці, які додатково відображають наукові результати

1. Медведик О., Слободян Б., Кичма А., Дзюбик А. Комплексний підхід до діагностування напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів. *Серія «Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів»*. Збірник наукових праць. «Неруйнівний контроль конструктивних та функціональних матеріалів». 2002. Вип. 7. С. 110 – 113.

2. Банахевич Ю. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Визначення напружено-деформованого стану однопрогінних безкомпенсаторних балкових переходів трубопроводів. *Всеукр. міжвідомчий наук – техн. збірник «Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій»*. 2002. Вип. 4. С. 7 – 12.

3. Юзьків Т. Б., Дзюбик А. Р. Прогнозування надзвичайних ситуацій в надземних переходах трубопроводного транспорту. *Пожарна безпека. Збірник наукових праць*. 2005. Вип. 6. С. 116 – 119.

4. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. W. Prediction of strength of multi-support overground segment of main pipeline. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2023. Vol. 1277, no. 1. P. 012014. DOI: 10.1088/1757-899X/1277/1/012014.

ANNOTATION

Andriy Dzyubyk. Development of scientific foundations for increasing the reliability of long-term pipeline systems by improving the welding processes during repairs. – Qualification scientific work in the form of the manuscript.

Dissertation for the degree of Doctor of Technical Sciences in the specialty 05.15.13 – pipeline transport, oil and gas storage facilities. – Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas, Ministry of Education and Science of Ukraine, Ivano-Frankivsk, 2025.

The dissertation is devoted to research into the strength and reliability of long-term pipeline systems during the implementation of repair and restoration works, including welding processes and monitoring of the stress-strain state and mechanical characteristics of the pipeline material; development of an experimental and computational method for establishing the stress state caused by welding in pipe joints when using high-strength steels; features of the use of welding materials for making pipe joints of high-strength steels; research into the strength of multi-support aboveground segments of pipeline systems, taking into account the features of the design and operating conditions;

improvement of approaches to the repair of metal and reinforced concrete support elements of aboveground segments using welding processes.

The scientific novelty of the obtained results consists in the further development of method of LM-hardness for the study and assessment of the properties of the pipeline material and its welded joints based on the results of macrohardness measurements and the determination of their indices. For the first time, the features of the adaptation of the method of LM-hardness for the case of high-strength pipe-type steels and for their welded joints made with seams that differ in their structure from the base material have been studied.

The functional dependence of profit related to reduction of protection zones and to probability of occurrence of emergency situations is suggested.

A methodology has been developed for determining the nature of the distribution and linear dimensions of the field of plastic deformations caused by welding of pipes made of high-strength steels that are prone to low-temperature transformations. A mathematical means of the experimental and computational method for determining residual stresses based on available experimental data in welded joints of pipes with straight and annular seams has been further developed. Approaches have been proposed to take into account the design features of sensors of non-destructive devices for determining the stresses under the presence of structural and phase transformations in the zone of thermal influence of the welded joint. The results obtained have made it possible to expand the research to new classes of steels used in the pipeline industry as weld material for modeling residual stresses in welded joints of pipes.

The characteristics of crack resistance and impact toughness of welded joints of high-strength steels with welds of different structural-phase composition have been determined. The metallographic and fractographic analyzes as well as the study of the corrosion resistance of the materials and welded joints have been conducted.

The conducted studies of the destruction of reinforced concrete load-bearing elements made it possible to determine the characteristic areas of the beginning of the destruction of reinforcing rods and the characteristics of fractures based on fractographic

analysis. The study of load-bearing metal structures after long-term storage in the open environment was carried out.

The beam-shell model for calculating the acting loads and stresses in the above-ground multi-support segments of main pipelines has been further developed, taking into account the pliability of the support elements, the elastic deformation of the soil of the adjacent segments of the pipeline, the height adjustment of the position of the intermediate supports relative to the pipeline axis, the possibilities of piecewise variable rigidity of the above-ground segments and the applied distributed and point load to the pipeline. A method for studying the strength of the above-ground segments of beam transitions constructed according to the pipe-in-pipe scheme in the presence of a load-bearing casing has been suggested. A method for assessing the strength of the above-ground segments of pipelines has been developed taking into account operational, welding, and global moment stresses, which makes it possible to consider complex problems for multi-support segments of pipelines taking into account the pliability, and displacements of the supports, soil displacements and additional force loads.

The practical significance of the obtained results consists in the formulated requirements for the protection zones of main pipelines based on the analysis of the probability of occurrence of emergency situations, which are in good agreement with the Weibull distribution. This made it possible to ensure an increase in the economic indicators of the use of state natural resources and to obtain a functional dependence of the profit on the reduction of protection zones and on the probability of occurrence of emergency situations.

Based on the obtained results, a method for determining the linear dimensions of the zone of thermal deformation influence in welded joints of steels, in particular high-strength materials, has been developed based on the integrated use of data on metallographic analysis of the structural and phase composition of the joint and on the use of the provisions of the theory of welding processes. A method for calculating the parameters of the zone of plastic deformations has been developed based on data of experimental measurement of stresses on the joint surface by non-destructive physical methods.

The results obtained in the work made it possible to perform strength determination based on data on the position of the load-bearing casing of the above-ground transition of the main oil pipeline made according to the pipe-in-pipe scheme. Recommendations are formulated to ensure the equality of maximum bending moments in the span and above the intermediate support when using the adjustment of the height position of the intermediate support.

Based on the developed beam-shell model of the above-ground transition of the main pipeline, recommendations were established regarding the height position of intermediate supports during the implementation of repair and restoration works. A number of recommendations were given concerning the possibility of ensuring the equality of the support and span maximum bending moments, the possibility of maximum lifting of the pipeline above the support. Ways of increasing the height of the pipeline lifting by simultaneously performing the process over two adjacent supports were proposed. In this case, data on different values of the soil bed coefficients, the magnitude of the operating and external loads, the pliability of elements in the supporting section, etc. were used. A methodology for assessing the indicators of brittle and ductile fracture for multi-support above-ground segments of pipelines with annular semi-elliptical cracks which takes into account operational, global moment, and residual welding stresses.

Based on the performed evaluation of the fatigue fracture resistance of the metal of different zones of welded joints of high-strength steel obtained by means of using electrodes of different phase composition or their combination, it was found that only within the second segment of the kinetic diagrams of fatigue fracture did the weld metal of both austenitic and ferritic-pearlite types exhibit higher crack resistance as compared to the base metal, while in the first and third segments their indicators were worse. It was established that regardless of the zone of the welded joint in which the incision was made on the specimen, the highest impact toughness was in the weld metal obtained by means of an austenitic electrode, and the lowest one in the zone of thermal influence.

The conducted studies on the destruction of reinforced concrete load-bearing elements made it possible to develop a method for repairing the destroyed reinforcement in field conditions using various structural repair schemes depending on the

characteristics of the destruction of reinforcement. A method for calculating and designing of a metal I-beam when repairing intermediate supports of above-ground segments of main pipelines was obtained.

A method for lifting an existing pipeline during repair work using a hydraulic jack and intermediate saddles of various shapes to reduce the load on the pipe has been suggested. A test of lifting a main oil pipeline has been carried out to determine the reactions of supports and to repair intermediate supports. A modernized installation has been developed that allows the use of hydraulic cylinders of the required size in combination with a hydraulic jack and a special bandage. A procedure for calculating the bandage of a hydraulic jack of a modernized lifting installation for any dimensions of a hydraulic jack, which are given in a dimensionless form, has been developed.

The results of the research carried out in the work and practical examples of the implementation of the methods are presented in the comprehensive industry methodology "Performance of welded joints of long-term pipeline systems and concentrated objects".

Keywords: strength, pipeline, protection zone, stress-strain state, high-strength steels, welded pipe joint, beam-shell model, above-ground segment, intermediate support, repair and restoration work.

ЗМІСТ

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ	43
ВСТУП	44
РОЗДІЛ 1 ДОСЛІДЖЕННЯ ТРЕНДУ ПОКАЗНИКІВ НАДІЙНОСТІ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ГНТС	59
1.1 Українська газонафтотранспортна система як об'єкт тривалої експлуатації	59
1.1.1 Будова та технічні спроможності газотранспортної системи	59
1.1.2 Характеристика системи нафтопроводів України	63
1.1.3 Особливості використання тривалоексплуатованих об'єктів в теперішній час	65
1.2 Динаміка зміни показників надійності тривалоексплуатованої ГТС	68
1.3 Особливості діагностування технічного стану тривалоексплуатованих магістральних трубопроводів	74
1.3.1 Аналіз підходів щодо комплексного встановлення показників технічного стану	75
1.3.2 Забезпечення міцності надземних ділянок магістральних трубопроводів	82
1.3.3 Особливості застосування високоміцних трубних сталей	87
1.3.4 Діагностування напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів	92
1.4 Розроблення неруйнівних підходів до оцінки пошкоджуваності матеріалу зварних елементів ГНТС	95
1.4.1 Оцінка властивостей зварного стику високоміцної сталі трубного типу із ферито-перлітним швом за методом LM-твердості	97
1.4.2 Практичні підходи до визначення характеристик ділянки термодформаційного впливу зварного з'єднання	101
Висновки до розділу 1	106

РОЗДІЛ 2 ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРУ	
НАВАНТАЖЕНОСТІ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ	108
2.1 Характеристики НДС трубопроводів	108
2.1.1 Навантаження та впливи на магістральний трубопровід	109
2.1.2 Вплив монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів у горах	111
2.1.3 Напружено-деформований стан надземного балкового переходу в кожусі магістрального нафтопроводу	118
2.1.4 Міцність двопрогонового балкового переходу трубопроводу за різної жорсткості ґрунту	126
2.2 Вплив експлуатаційних параметрів ГТС на характер навантаження	131
2.3 Особливості втомного руйнування зварних з'єднань із сталі підвищеної міцності трубного типу	137
2.3.1 Втомна міцність з'єднань сформованих електродами різного фазового складу	137
2.3.2 Ударна в'язкість зварних з'єднань із високоміцної сталі виконаних електродами різного фазового складу	146
2.3.3 Корозійна тривкість елементів із різними типами швів	153
Висновки до розділу 2	157
РОЗДІЛ 3 ДОСЛІДЖЕННЯ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ	
МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВІДІВ	160
3.1 Аналіз характеру зварних з'єднань	160
3.1.1 Характеристика основних типів зварних з'єднань та швів ГНТС	160
3.1.2 Особливості формування пластичних деформацій при зварюванні сталей швами різних типів	165
3.1.3 Вплив параметрів поля пластичних деформацій на характер і величину залишкових зварювальних напружень	171

3.2 Вплив залишкових напружень на граничну рівновагу	
трубопроводу з внутрішньою тріщиною довільної конфігурації	174
3.3 Статична міцність стикових зварних з'єднань із	
тріщиною у повздовжньому зварному шві	186
3.3.1 Статична міцність плоских елементів з дефектом, що	
моделюється наскрізною тріщиною	193
3.3.2 Оцінка статичної міцності оболонкових конструкцій з	
наскрізними дефектами	196
3.4 Дослідження структури та міцності зварного шва стику труб	198
3.4.1 Особливості будови зварного з'єднання із високоміцної	
сталі, з аустенітним швом	198
3.4.2 Вплив природи зварного шва на властивості матеріалу в	
пришовній ділянці стику	204
Висновки до розділу 3	208
РОЗДІЛ 4 ДОСЛІДЖЕННЯ НДС ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ	
ТА ЗОСЕРЕДЖЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ГНТС	210
4.1 Зварні з'єднання конструкцій ГНТС	210
4.1.1 Особливості діагностування залишкових	
напружень тривалоексплуатованих ГНТС	210
4.1.2 Дослідження залишкових напружень в зварних	
з'єднаннях циліндричних оболонок із високоміцних сталей	225
4.1.3 Визначення розподілу залишкових напружень в зварних	
з'єднаннях елементів конструкцій прямолінійними швами	230
4.1.4 Визначення напружень в тонкостінній плоскій конструкції із	
коловим швом	234
4.2 Балково-оболонкові конструкції	239
4.2.1 Балково-оболонкова модель для визначення напруженого	
стану надземних переходів магістральних трубопроводів	241
4.2.2 Оцінка параметрів крихкого та в'язкого руйнування	

трубопроводу надземного переходу	248
4.3 Опорні елементи трубопроводів	256
4.3.1 Застосування зварних опорних вузлів при ремонті надземних переходів магістральних трубопроводів	256
4.3.2 Оцінювання технічного стану арматури залізо-бетонного балкового прольоту	262
4.3.3 Оцінка роботоздатності металевій балки тривалого зберігання для опорних елементів	271
Висновки до розділу 4	284
РОЗДІЛ 5 МЕТОДИ ПІДВИЩЕННЯ ПОКАЗНИКІВ НАДІЙНОСТІ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ГНТС	
5.1 Методика прогнозування показників міцності ГНТС	286
5.1.1. Застосування методу LM-твердості для вивчення металу трубного зварного стику на основі вимірюваних значень макротвердості	288
5.1.2 Зона термодформаційного впливу зварного з'єднання трубопровідних елементів	299
5.1.3 Залишкові напруження в околі кільцевого зварного шва	303
5.1.4 Надземні багатопрогонові переходи магістральних трубопроводів балкового типу	310
5.2 Вдосконалення системи обслуговування та ремонту конструктивних елементів ГНТС	315
5.2.1 Підвищення ефективності зварювання стиків трубопроводів	315
5.2.2 Вплив зварювальних осьових напружень на міцність зварного стику труб з дефектом в околі зварного шва	318
5.2.3 Міцність зварного трубопроводу із високоміцної сталі за наявності поверхневих дефектів	323
5.3 Практичне застосування наукових положень і аналіз результатів	328
5.3.1 Встановлення міцності двохопорового балкового переходу трубопроводу за різних коефіцієнтів постелі ґрунту	328

5.3.2 Регулювання вертикального положення опор в польових умовах	336
5.3.3 Особливості ремонту опор багатопрогонових надземних ділянок магістральних трубопроводів в польових умовах	342
Висновки до розділу 5	361
ВИСНОВКИ ДО РОБОТИ	363
СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ	367
ДОДАТОК А СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ	403
ДОДАТОК Б – ХАРАКТЕР НЕСТАЦІОНАРНИХ ПРОЦЕСІВ В МАГІСТРАЛЬНОМУ ГАЗОПРОВОДІ	429
ДОДАТОК В – ЧИСЛОВІ ЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ C_1	431
ДОДАТОК Г – ГАЛУЗЕВА КОМПЛЕКСНА МЕТОДИКА	432
ДОДАТОК Д – РЕЗУЛЬТАТИ ВИМІРЮВАНЬ МАКРОТВЕРДОСТІ В ЗВАРНОМУ З’ЄДНАННІ ІЗ ВИСОКОМІЦНОГО МАТЕРІАЛУ	433
ДОДАТОК Е – РЕАЛІЗАЦІЯ МЕТОДУ LM-ТВЕРДОСТІ ДЛЯ МАТЕРІАЛУ ПІДВИЩЕНОЇ МІЦНОСТІ ТРУБНОГО ТИПУ	434
ДОДАТОК Ж – ІНТЕРФЕЙС ПРОГРАМИ РОЗРАХУНКУ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗВАРНОМУ СТИКУ ТРУБ	435
ДОДАТОК З – ІНТЕРФЕЙС ПРОГРАМИ РОЗРАХУНКУ НАДЗЕМНОЇ ДІЛЯНКИ МАГІСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДУ	436
ДОДАТОК К – НАВАНТАЖЕННЯ В НАДЗЕМНІЙ ДІЛЯНЦІ	437

ПЕРЕЛІК УМОВНИХ ПОЗНАЧЕНЬ

ГНТС – газонафтотранспортна система;
НДС – напружено-деформований стан;
ЗТВ – зона термічного впливу;
ЗТДВ – зона термодформаційного впливу;
ГТС – газотранспортна система;
МН – магістральний нафтопровід;
ЛЧМГ – лінійна частина магістрального газопроводу;
КГВ – коефіцієнт гомогенності Вейбулла;
ЗЗ – зварне з'єднання;
МШ – метал шва;
ЗШ – зварний шов;
ОМ – основний метал;
КЗМ – коефіцієнт запасу міцності;
МТ – магістральний трубопровід;
 $\sigma_{\alpha\alpha}$ – осьові напруження в трубі;
 $\sigma_{\beta\beta}$ – кільцеві напруження в трубі;
РВТ – ріст втомних тріщин;
ЦТ – циклічна тріщиностійкість;
КДВР – кінетична діаграма втомного руйнування.

ВСТУП

Обґрунтування вибору теми дослідження. Сучасні тенденції в розвитку газонафтового комплексу спрямовані на подовження ресурсу наявних конструкцій, розширення технічних та технологічних можливостей їхнього використання та поступове впровадження нових магістральних споруд із використанням сучасних матеріалів. Це дає змогу повніше застосовувати промислові потужності, збільшувати техніко-економічну віддачу та розширювати області використання тривалоексплуатованих трубопровідних систем. Однак, такі процеси супроводжуються впровадженням нових та розвитком існуючих систем моніторингу технічного стану трубопроводів, а водночас потребують вдосконалення підходів до ремонтно-відновлювальних робіт, особливо зварювальних процесів. Це обумовлено багатьма факторами, які впливають на якість формування з'єднань елементів трубопровідних систем, зокрема у разі використання сучасних трубопровідних матеріалів підвищеної міцності. Такі матеріали широко використовуються у розробці нових конструкцій та реконструкції наявних елементів і споруд. Це обумовлено низкою економічних та технологічних переваг, бо дають змогу забезпечити меншу металомісткість готової споруди та підвищити нормовані експлуатаційні показники. Внаслідок цього досягаються вимоги щодо ресурсного та енергетичного покращення виробництва, його сталого розвитку. Зокрема застосування високоміцних сталей в трубопровідному транспорті дає змогу збільшити потужності транспортування, допустимі експлуатаційні навантаження на трубопровідну систему та одночасно зменшити її металомісткість, що покращує економічні показники. Технологічні процеси зварювання здебільшого є невіддільною частиною такого виробництва, мають широке використання та постійно розвиваються.

Процеси отримання нерознімних з'єднань спрямовані не лише на удосконалення технологічних параметрів із забезпечення високої продуктивності, а також дослідження та забезпечення заданих фізико-механічних характеристик матеріалу зварного з'єднання. Ідеться про вивчення зони термодеоформаційного

впливу з'єднання, яка не перебувала в розплавленому стані під час зварювання, але має відмінні від основного металу та металу шва властивості. Складна система легування високолегованих сталей може призводити до утворення структур гартування в зоні термічного впливу, що погіршує тріщиностійкість матеріалу. Часто саме в цій зоні зароджуються та розвиваються особливо небезпечні дефекти типу тріщин. Окремо належить виділити характеристики застосовуваних зварних швів, які, окрім високої міцності матеріалу, мають враховувати можливість низькотемпературних перетворень, які супроводжують зварювання високоміцних сталей. Усе це призводить до виникнення складних за характером та величиною залишкових пластичних деформацій внаслідок дії локального нагрівання під час зварювання. Внаслідок якого формується складний напружено-деформований стан в околі зварного шва, який має значний градієнт, знакозмінний характер та декілька екстремумів у разі зварювання високоміцних матеріалів.

Утім застосування діагностувальних та ремонтних технологій часто супроводжується короткочасними та тривалими додатковими навантаженнями на трубопровід, особливо це стосується надземних ділянок. Тут можливе виникнення додаткового навантаження завдяки техногенному та природному впливу, зокрема переміщення внутрішньотрубних засобів діагностування, підймання окремих частин трубопроводу, зсуву та пружного деформування ґрунтових мас у весняно-осінній періоді, зміщення опорних елементів тощо. Як наслідок, виникають непередбачені перевантаження трубопровідних систем, які поєднуються із діючими експлуатаційними навантаженнями та технологічними напруженнями від зварювання. Також можливе порушення роботоздатності трубопровідної системи загалом та виникнення непередбачуваних критичних ситуацій. Тому впровадження нових матеріалів для ремонту та виготовлення магістральних трубопроводів потребує глибшого вивчення процесів, що супроводжують термодформаційні цикли зварювання. Це дає змогу врахувати особливості формування напружено-деформованого стану, виникнення структурно-фазових змін в матеріалі зварного з'єднання, оцінити несівну здатність трубопроводу та схильність до процесів руйнування. Також можна досягнути підвищення надійності матеріалу

тривалоексплуатованих трубопровідних систем під час реалізації ремонтних технологій.

Зважаючи на окреслені вище завдання підвищення надійності тривалоексплуатованих трубопровідних систем шляхом вдосконалення зварювальних процесів тема роботи, а також мета та завдання дисертаційної роботи є важливими та актуальними для газонафтотранспортної галузі.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, роботами. Дисертаційні дослідження проводилися в рамках виконання держбюджетних та госпдоговірних робіт, а також гранту молодих учених в Національному університеті «Львівська політехніка», де дисертант був виконавцем, відповідальним виконавцем та керівником. Зокрема це такі роботи: «Розроблення розрахунково-експериментальних методів діагностування напруженого стану і оцінки запасу міцності зварних з'єднань магістральних трубопроводів з гострокінцевими дефектами» (держбюджетна НДР 2010 – 2011 рр., номер держреєстрації 0111U003985/0110U001115; *виконавець*); «Розроблення теоретико-експериментальних методів акустико-емісійного діагностування матеріалів та зварних з'єднань металоконструкцій і оцінки їх довговічності за наявності дефектів» (держбюджетна НДР 2012 – 2014 рр., номер держреєстрації 0112U001206; *виконавець*); «Контроль напружено-деформованого стану нафтопроводів «Дружба» у зонах зсуву ґрунту» (г/д НДР № 0264, 2008 – 2009 рр., номер держреєстрації 0109U003458; *відповідальний виконавець*); «Контроль напружено-деформованого стану нафтопроводів Філії у зонах зсуву ґрунту: 174 км нафтопроводу «Броди-Держкордон», 32 км обвідного нафтопроводу» (г/д НДР 0337, 2010 – 2011 рр., номер держреєстрації 0110U004684; *відповідальний виконавець*); «Оцінка напружено-деформованого стану та запасу міцності повітряних переходів» (г/д НДР 338, 2010 – 2011 рр., номер держреєстрації 0111U005380; *відповідальний виконавець*); «Виконання контролю напружено-деформованого стану нафтопроводів Філії у зонах зсуву ґрунту: 174 км нафтопроводу «Броди-Держкордон», 32 км обвідного нафтопроводу» (г/д НДР 0409 2012 р., номер держреєстрації 0112U004516; *відповідальний виконавець*);

«Підвищення ефективності зварювання магістральних трубопроводів при їх експлуатації та ремонті» (г/д НДР 2009 р., номер держреєстрації 0109U001164, *керівник*); г/д НДР 0471 із Західним науковим центром НАН України, (13.03 - 31.05.2014), номер держреєстрації 0114U005465, *виконавець*; «Теоретично-експериментальні дослідження процесу зварювання високоміцних сталей» (г/д № 0492, 10.10.2014 – 31.12.2017, номер держреєстрації 0115U004204, *виконавець*); «Розроблення математичної моделі експериментально-розрахункового визначення розподілу напружень для пологої сферичної оболонки з вварним круговим циліндром» (г/д № 0534, 10.05.2016 – 30.06.2016, номер держреєстрації 0116U006712, *керівник*); г/д № 711 (07.08.2017 – 31.12.2017) «Надання навчально-консультаційних послуг в галузі зварювального виробництва», *керівник*; г/д № 789 (01.12.2017 – 29.12.2017) «Надання навчально-консультаційних послуг в галузі зварювального виробництва», *керівник*; г/д № 969 (24.07.2018 – 31.12.2018) «Надання навчально-консультаційних послуг, розроблення технологічних рекомендацій в галузі зварювального виробництва при зварюванні циліндра 8TE.357.043 головного резервуара 5TE.357.043», *керівник*; г/д № 83/36-А (10.05.2019 – 29.11.2019) «Дослідження причин розриву арматури і розробка технологічних пропозицій зварювання арматури для ліквідації аварійності прогонової будови шляхопроводу на автомобільній дорозі державного значення Н-09 Мукачеве-Рахів-Богородчани-Івано-Франківськ-Рогантин-Бібрка-Львів, км 254 + 302 в с-щі Делятин Надвірнянського району Івано-Франківської області», *виконавець*.

Мета і завдання дослідження. *Метою* досліджень є підвищення надійності тривалоексплуатованих трубопровідних систем на основі розвитку нових та вдосконалення відомих методів моніторингу технічного стану матеріалу трубопроводів та вдосконалення підходів до реалізації ремонтно-відновлювальних робіт.

Завдання дисертаційної роботи:

1. Вивчити сучасний технічний стан трубопровідних систем та характер виникнення аварійних ситуацій для удосконалення системи безпечної експлуатації

та зростання економічної ефективності від використання природних ресурсів державою;

2. Дослідити можливості застосування неруйнівних методів, які використовуються у промисловості для діагностування технічного стану трубопровідних систем, в тому числі при впровадженні високоміцних трубних матеріалів, зокрема під час вивчення характеристик зони термодеомаційного впливу зварних стиків труб;

3. Розробити підходи та комплекс методів для вивчення напружено-деформованого стану конструкцій трубопровідного комплексу, зокрема зварних стиків труб із врахуванням використання високоміцних сталей;

4. Дослідити надійність експлуатації надземних ділянок балкового типу із проміжними опорами з врахування особливостей висотного положення опор, наявності податливості елементів опор та пружних деформацій ґрунту;

5. Вивчити характеристики тріщиностійкості високоміцних матеріалів трубного типу та їх зварних з'єднань для застосування зварювальних швів різного структурного складу;

6. Розробити математичне та програмне забезпечення для реалізації завдань, пов'язаних із моніторингом технічного стану та напружено-деформованого стану зварних стиків труб, надземних ділянок магістральних трубопроводів;

7. Дослідити особливості реалізації ремонтних робіт, пов'язаних із локальним підйманням трубопроводу над опорами в польових умовах із обмеженими технічними засобами та необхідні відновлювальні процеси щодо металевих та залізобетонних несучих елементів.

Об'єкт дослідження – надійність трубопровідних системи тривалої експлуатації, які містять надземні ділянки балкового типу та потребують ремонтно-відновлювальних робіт з використанням зварювання.

Предмет дослідження – розроблення заходів щодо моніторингу технічного стану магістральних трубопроводів та реалізації ремонтно-відновлювальних робіт із використанням сучасних трубопровідних матеріалів та технологій зварювання.

Методи дослідження. Аналітичні дослідження напружено-деформованого стану зварних стиків труб ґрунтувалися на реалізації обернених задач теорії пружності, що враховують наявність несумісних пластичних деформацій в матеріалі труб. Використано положення теорії зварювальних процесів про розподіл максимальних температур в матеріалі труб під час зварювальних робіт при встановленні зони термодформаційного впливу. Застосовувався метод функцій Коші для отримання загального розв'язку прогину моделі балкового надземного переходу із кусково-сталою жорсткістю й урахуванням пружності та можливих зміщень опор та ґрунтових масивів. Отримані окремі теоретичні результати математичного моделювання підтверджено експериментальними дослідженнями.

Наукова новизна полягає в подальшому розвитку методології підвищення надійності тривалоексплуатованих трубопровідних систем шляхом вдосконалення зварювальних процесів під час ремонтів:

– **вперше:**

а) встановлено закономірності тренду показників надійності тривалоексплуатованих газопровідних систем щодо визначення охоронних зон, що дало змогу сформулювати алгоритм встановлення розмірів охоронної зони для окремого магістрального газопроводу;

б) адаптовано метод LM-твердості для дослідження та оцінки властивостей матеріалу трубопроводу та його зварних стиків, зокрема сталей підвищеної міцності трубного типу з використанням зварних швів різного структурного складу, на підставі чого встановлено закономірності зміни характеристик матеріалу зварних стиків, що дає змогу здійснювати моніторинг технічного стану тривалоексплуатованих трубопровідних систем;

в) розроблено метод встановлення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу зварного стику труб за результатами металографічних досліджень та використання положень теорії зварювальних процесів, що дало змогу врахувати особливості техніки виконання конкретного зварного стику труб та отримати додаткову апріорну інформацію у реалізації експериментально-розрахункового методу визначення залишкових напружень;

г) розроблено метод встановлення компонентів поля пластичних деформацій, зумовлених зварюванням у високоміцних сталях трубного типу на підставі експериментальних вимірювань компонент напружень на поверхні стика, що дає змогу ідентифікувати характеристики поля пластичних деформацій у зварному стикі, зокрема високоміцних сталей;

– **набув подальшого розвитку** експериментально-розрахунковий метод встановлення залишкових напружень на підставі доступних експериментальних даних в зварних стиках труб у з'єднаннях матеріалів, які схильні до низькотемпературних перетворень, що розширює можливості вивчення нових класів застосовуваних у трубопровідній промисловості сталей;

– **експериментально досліджено** та встановлено характеристики тріщиностійкості, ударної в'язкості та корозійної тривкості різних ділянок зварних з'єднань високоміцних сталей трубного типу із зварними швами ферито-перлітного, аустенітного та комбінованого аустенітного в корені та ферито-перлітного заповнювального складів швів, а також побудовано кінетичні діаграми втомного руйнування для основного металу та різних типів зварних швів, що дало змогу розвинути судження про їхнє застосування у високоміцних матеріалах трубного типу;

– **набула подальшого розвитку** математична балково-оболонкова модель для встановлення діючих навантажень та напружень в надземних багатоопорних ділянках магістральних трубопроводів, що дало змогу комплексно врахувати податливість елементів опор, пружне деформування ґрунту прилеглих підземних ділянок трубопроводу та можливість реалізації висотного регулювання положення опор;

– **розширено наукові знання** щодо встановлення показників крихкого та в'язкого руйнування матеріалу труб надземних ділянок трубопроводів, що дало змогу комплексно врахувати експлуатаційні, зварювальні та глобальні моментні напруження.

Практичне значення отриманих результатів. Подані в дисертаційній роботі результати про ймовірність виникнення аварійних ситуацій є основою

методики для регулювання розмірів охоронних зон для підвищення економічних показників використання державних природних ресурсів на підставі отриманої в роботі функціональної залежності щодо досягнення максимального прибутку від скорочення охоронних зон та ймовірності виникнення аварійних ситуацій.

Результати досліджень дають змогу виконувати моніторинг технічного стану тривалоексплуатованих трубопровідних систем, зокрема зварних стиків труб на підставі вимірювання макротвердості та використання розвинутого методу LM-твердості для реалізації управлінських рішень щодо умов експлуатації трубопровідних систем.

На підставі використання розроблених методик, металографічного аналізу та експериментального вимірювання напружень на поверхні стику неруйнівними фізичними методами можна встановити лінійні розміри та параметри зони термодформаційного впливу в зварних з'єднаннях сталей, зокрема із високоміцних трубних матеріалів та їх з'єднань. Отримані дані надалі використовуються під час визначення залишкових зварювальних напружень в стиках труб, зокрема із матеріалів, що схильні до низькотемпературних перетворень під час зварювання, на підставі реалізації розвинутого в дисертаційній роботі експериментально-розрахункового методу.

Отримана в роботі методика розрахунку діючих ділянок балкових переходів, що спорудженні за схемою труба в трубі за наявності несівного кожуха, можуть застосовуватися у дослідженні міцності на підставі експериментальних вимірювань прогину кожуха. Використання запропонованої методики відображено на прикладі надземної ділянки магістрального нафтопроводу МН «Дружба», що дало змогу розробити рекомендації щодо забезпечення рівності максимальних згинних моментів у прогоні та над проміжною опорою.

Розвинута в роботі математична балково-оболонкова модель надземного переходу магістрального трубопроводу із проміжними опорами може застосовуватися у проектуванні спорудження нових чи реалізації ремонтно-відновлювальних робіт на існуючих переходах. Зокрема модель застосовна для розроблення рекомендацій щодо можливості забезпечення рівності опорних та

прогонових максимальних згинних моментів. Також модель потрібна для визначення допустимої величини підймання трубопроводу над опорою. Зокрема в роботі розглянута задача про збільшення висоти підймання трубопроводу завдяки одночасному виконанню процесу над двома сусідніми опорами. Балково-оболонкова модель дає змогу врахувати різну величину значень коефіцієнтів постелі ґрунту та величину експлуатаційних та зовнішніх навантажень, податливість елементів в опорному перерізі тощо.

Розвинута в роботі методика оцінки показників крихкого та в'язкого руйнування для багатоопорних надземних ділянок трубопроводів з кільцевими півеліптичними тріщинами ґрунтується на використанні балково-оболонкової моделі та розрахунково-експериментального методу і дає змогу врахувати діючі в матеріалі трубопроводу мембранні, глобальні моментні та залишкові зварювальні напруження.

Проведені експериментальні дослідження оцінки опору втомному руйнуванню та тріщиностійкості металу різних зон зварних з'єднань високоміцної сталі трубного типу, отриманих з використанням електродів різного структурно-фазового складу або за їх поєднання, дають змогу встановити рекомендації щодо використання процесів зварювання згідно з реальними умовами експлуатації. Зокрема показано, що лише в межах другої ділянки кінетичних діаграм втомного руйнування метал шва і аустенітного, і феритного типів виявили вищу тріщиностійкість порівняно з основним металом, тоді як на першій і третій ділянках їх показники гірші. Встановлено, що не залежно від зони зварного з'єднання, в якій виконували надріз на зразку, найвища ударна в'язкість була в металу шва, отриманого аустенітним електродом, а найнижча – за поєднання електродів аустенітного (корінь шва) і ферит-перлітного складів.

Вивчені в роботі особливості руйнування арматурних стержнів залізобетонних несівних елементів дають змогу проектувати технологію ремонту в польових умовах. Запропоновано в роботі різні конструктивні схеми реалізації ремонту, залежно від реальної пошкоджуваності арматур. Також вивчено

можливість застосування металевих елементів двотаврового перерізу після тривалого зберігання.

В роботі вивчено особливості реалізації ремонтного підймання трубопроводу над опорою за допомогою гідравлічного домкрату із проміжними підкладками для зменшення силової дії на матеріал труб. Запропоновано конструктивні схеми підкладок, що рівномірніше розподіляють прикладені зусилля. Розглянуто схему модернізованої підймальної установки для реалізації робіт в важкодоступних місцях із застосуванням гідродомкрату, спеціального бандажу та підймального гідроциліндру. Запропоновано методику розрахунку та отримано формули для встановлення розмірів бандажу гідродомкрата модернізованої підймальної установки.

Основні результати виконаних в роботі досліджень та практичних реалізацій подано в матеріалах комплексної галузевої методики «Працездатність зварних з'єднань тривалоексплуатованих трубопровідних систем та зосереджених об'єктів».

Положення які виносяться на захист:

- закономірності процесу старіння об'єктів газонафтопроводів і розроблення заходів підвищення надійності їх експлуатації;
- обґрунтування особливостей застосування методів зварювання трубопровідних елементів на підставі результатів суджень про характеристики процесів.

Особистий внесок здобувача. Всі положення і висновки, математичні моделі та методи розрахунків, аналітичні залежності та результати розрахунків, що подані до захисту, розроблені автором особисто. У працях, опублікованих у співавторстві, особисто автором виконано:

[7, 10, 27] – ідея, окреслення завдання та участь в розвитку математичної балково-оболонкової моделі визначення діючих зусиль та напружень в надземних ділянках магістральних трубопроводів із проміжними опорами, дослідження впливу коефіцієнтів постелі на напруження в балкових переходах, формулювання оптимізаційних завдань щодо регулювання згинних моментів;

[31, 33, 40, 46, 47] – ідея та окреслення завдання щодо дослідження та математичного моделювання надземного переходу типу труба в трубі із захисним кожухом, формулювання оптимізаційних рішень щодо регулювання згинних моментів переходу, встановлення впливу монтажного згину на міцність надземної ділянки, безпосередня участь у дослідженнях прогину надземних ділянок, вивчення їхніх механічних характеристик, властивостей металу та наявності поверхневих дефектів, що захищено патентами;

[3, 12, 16, 18, 34, 35] – узагальнення даних, основна ідея та окреслення завдання для моделювання пластичних деформацій в матеріалах, схильних до низькотемпературних перетворень, та отримання розв’язуваних рівнянь в кільцевих, колових швах оболонок та тонкостінних плоских елементів; розроблення методу визначення характеристик поля пластичних деформацій;

[3, 7, 8, 11, 12, 13, 14, 15] – ідея та окреслення завдань щодо вивчення впливу залишкових напружень на міцність стиків труб, зокрема за наявності поверхневих дефектів, безпосередня участь у проведенні математичного моделювання та узагальнення отриманих даних щодо повздовжніх зварних швів в тому числі плоских елементів; окреслення завдання та розвиток двопараметричного підходу до встановлення міцності трубопроводу за наявності поверхневих дефектів за сумісної дії напружень від глобального згину, експлуатаційного тиску та залишкових в стику;

[4] – ідея, окреслення завдання, розроблення методики та безпосередня участь в реалізації експериментального визначення макротвердості та проведення обчислювальних операцій щодо використання методу LM – твердості під час оцінювання пошкоджуваності матеріалу зварних стиків із високоміцних сталей трубного типу;

[6, 23, 29, 30] – окреслення завдання та основна ідея щодо розвитку експериментально-розрахункового методу визначення напруженого стану зварних стиків труб, ідея та формулювання завдання на проведення досліджень, узагальнення даних щодо характеру розподілу залишкових напружень та впливу на напруження параметрів поля пластичних деформацій, узагальнення даних та

окреслення завдання на дослідження напружень в прямолінійних зварних швах та отримання коефіцієнтів запасу міцності залежно від величини напружень;

[19, 20, 21, 22, 23, 25, 28, 32, 36, 59] – ідея та окреслення завдання, а також участь у дослідженнях впливу структурних змін на покази приладів неруйнівного вимірювання напружень, окреслення завдання та участь в математичному моделюванні та формуванні залежностей для врахування структурних змін і відповідній математичній постановці експериментально-розрахункового методу, участь в дослідженні впливу структурних змін особливо в високоміцних сталях на напруження та деформації під час зварювання, формулювання завдань щодо підвищення ефективності зварювальних операцій, зокрема під час ремонтно-відновлювальних робіт на магістральних трубопроводах;

[7, 10, 11, 13] – окреслення завдання щодо тонкостінних елементів із дефектами та зварними швами; розробка обчислювальної моделі визначення напружень поблизу тріщин з урахуванням контакту між їх берегів; побудова алгоритму з врахуванням залишкових напружень, які виникають унаслідок зварювання; моделювання для різного положення тріщин щодо осі шва; оцінці впливу нехтування контактом на значення коефіцієнтів інтенсивності напружень; аналізі результатів і формулюванні висновків;

[1, 5, 38, 48, 56, 57, 58] – планування експерименту та формулювання завдання щодо механічних та фрактографічних досліджень арматурних стержнів залізобетонних балок та елементів металевої балки, узагальнення отриманих даних та рекомендації щодо встановлення причин руйнування арматур, безпосередня участь в експериментах та розробка конструктивних схем щодо ремонту ригелів, зварювання арматур залізобетонних елементів, методика та порядок розрахунку двотаврового ригеля та його встановлення на опорах, що захищено патентами на корисну модель;

[24, 26, 43, 45, 50] – постановка завдань досліджень щодо підняття трубопроводу для виконання ремонту та встановлення реакції опор, участь у виконанні ремонтних робіт з підняттям магістрального нафтопроводу над опорою, розробка та розрахункова реалізація конструкції модернізованої установки та

спеціальних підкладок для підймання трубопроводу, формулювання ідеї щодо виконання модернізованої підйимальної установки та участь в формуванні методики розрахунку бандажу, елементи робіт захищено патентами;

[2, 16, 37, 39, 41, 42, 44, 49, 51, 52, 53, 54, 55] – дисертант сформував ідею, завдання, розробив планування експерименту та запропонував підходи до реалізації вимірювання зони термодеоформаційного впливу, зони сплавлення та мартенситної ділянки зварного стика, встановлення характеристик зони пластичних деформацій, взяв безпосередню участь в реалізації робіт на практиці під час встановлення лінійних розмірів та обчислення параметрів зони термодеоформаційного впливу, новизна яких захищена патентами на винахід та корисні моделі;

[17, 29] – автором особисто виконано та опубліковано дані щодо характеру залишкових пластичних деформацій в високоміцних матеріалах трубного типу та розроблено підходи щодо функціонального представлення пластичних деформацій;

[6, 9] – окреслив завдання досліджень та визначив необхідні типи зварних з'єднань та швів. Спланував експеримент та безпосередньо брав участь в його проведенні. Взяв участь в обробці даних та побудові кінетичних діаграм втомного руйнування, фрактографічних дослідженнях. Узагальнив результати та підготував статтю до публікації. Виконав та опублікував одноосібно результати визначення ударної в'язкості різних зон зварних з'єднань стиків із високоміцних матеріалів трубного типу, що отримані швами із різним структурно-фазовим складом.

У наукових працях, які опубліковані у співавторстві, до внеску дисертанта належить долучити фактичний матеріал робіт та основний творчий результат. Зокрема дисертант безпосередньо брав участь у всіх теоретичних та експериментальних дослідженнях на підставі попереднього планування робіт, впроваджував результати на практиці на тривалоексплуатованих трубопровідних системах та здійснював загальне керівництво роботами. Відповідно подано висновки, яких автор дійшов особисто, виконані науково-практичні узагальнення, розроблені рекомендації.

Апробація результатів дисертації. Основні положення дисертаційної роботи представлено та обговорено на симпозіумах та науково-практичних, -теоретичних та -технічних конференціях різного рівня: 5, 6, 7, 8, 9, 10, 11, 12, 13, 14, 16-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові, Львів (2001, 2003, 2005, 2007, 2009, 2011, 2013, 2015, 2017, 2019, 2023 роки); Дванадцята міжнародна ділова зустріч «Діагностика – 2002», Туреччина, 2002 р.; Міжнародна конференція «Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів» (2002, 2014, 2016 роки); Всеукраїнська науково-технічна конференція молодих учених та спеціалістів «Зварювання та суміжні технології», Київ (2003, 2005, 2007, 2013, 2015 роки); Міжнародна конференція «Зварні конструкції», Київ, 2003 р.; Miedzynarodowa naukowí-praktyczna konferenaj «Wiadomosci naukowej mysli», Przemysl (2007, 2008 роки); Міжнародна конференція «Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій», Львів, (2008, 2010, 2012, 2014 роки); Міжнародна науково-технічна конференція «Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій», Миколаїв, 2009 р.; Міжнародна конференція «Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій», Львів, 2009 р.; Міжнародна наукова конференція «Математичні проблеми механіки неоднорідних структур», Львів, 2010 р.; Міжнародна науково-технічна конференція «Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем», Чернігів, 2012 р.; Міжнародна науково-технічна конференція «Зварювальне виробництво в машинобудуванні: Перспективи розвитку», Краматорськ, 2012 р.; Proceedings of IXth International Conference on Perspective Technologies and iMethods in MEMS Design, Lviv, 2013; Міжнародна наукова конференція «Сучасні проблеми механіки та математики», Львів (2013, 2018 роки); Міжнародна конференція молодих вчених «ЕМТ-2013», Львів, 2013 р.; Міжнародна науково-технічна конференція «Енергоощадні машини і технології», Київ, 2015 р.; The 13th International Conference «Mechatronic Systems and Materials (MSM – 2017)», Vilnius, Lithuania, 2017; Міжнародна науково-технічна конференція «Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку нафти і газу PGE – 2018», Івано-Франківськ, 2018 р.;

Міжнародна науково-теоретична конференція «Моделювання і комп'ютерний інжиніринг в машинобудуванні», Львів (2022, 2024 роки).

Публікації. За темою дисертаційної роботи опубліковано 120 друкованих праць, з яких 15 – у міжнародних наукових журналах, що індексуються у наукометричних базах даних Scopus чи Web of Science, 23 – у наукових фахових виданнях, затверджених ДАК України, 1 – патент на винахід, 19 – патентів на корисну модель, 1 – монографія, 57 – тез доповідей на міжнародних та всеукраїнських конференціях, 4 – наукові праці додатково відображають наукові результати дисертації.

Структура та обсяг дисертації. Дисертаційна робота містить вступ, п'ять розділів, загальні висновки, перелік використаних джерел та додатки. Загальний обсяг дисертації викладено на 438 сторінках машинописного тексту. Подана робота містить 123 рисунки та 25 таблиць. До переліку використаних джерел входить 298 найменувань.

РОЗДІЛ 1 ДОСЛІДЖЕННЯ ТРЕНДУ ПОКАЗНИКІВ НАДІЙНОСТІ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ГНТС

1.1 Українська газонафтотранспортна система як об'єкт тривалої експлуатації

Досвід енергетичного розвитку та забезпечення суспільства показує, що природні корисні копалини ще тривалий час будуть його невід'ємною складовою споживання. Проте нерівномірність розташування місць видобутку та споживання потребує створення нових та забезпечення надійного функціонування наявних транспортних коридорів. До того ж наша держава має вигідне географічне розташування, значні запаси корисних копалин, а також розгалужену систему трубопроводів. Тому історичні, економічні та політичні фактори обумовили те, що газонафтотранспортна система України є однією із найпотужніших в світі та забезпечена значними можливостями щодо резервного зберігання як нафти, так і газу. Значний внесок в створення та розбудову цієї газонафтотранспортної системи у різні роки та періоди внесли вітчизняні вчені та спеціалізовані професійні, науково-освітні та громадські організації. Належить назвати вчених, що зробили найбільший внесок у розбудову вітчизняної нафтогазової науки та технологій щодо створення нових підходів до проєктування та спорудження, забезпечення стабільних процесів експлуатації та обслуговування трубопроводів: академік НАНУ, проф. Крижанівський Є.І. [1, 40, 84, 100, 256], проф. Грудз В. Я. [1 – 4, 8, 13, 24, 38, 41], проф. Петрина Д. Ю. [96, 258], проф. Середюк М.Д. [5, 6], проф. Шлапак Л. С. [35, 66]. Питання особливостей реалізації моніторингу технічного стану та виконання ремонтно-відновлювальних технологій ґрунтовно розкрито в працях проф. Білобрана Б. С. [67, 71, 73], проф. Банахевича Ю. В. [16, 141, 183], проф. Осадчука В. А. [16, 27, 28], проф. Ориняка І. В. [50] та багатьох інших.

1.1.1 Будова та технічні спроможності газотранспортної системи. В наш час газотранспортна система України є важливим елементом забезпечення

стабільності функціонування євразійського транспортного коридору між західними державами-споживачами та південно-східними державами із потужними можливостями щодо видобутку. Варто зазначити, що газотранспортна система має річну вхідну спроможність до 290 млрд. м³, а на виході із системи потужності сягають 180 млрд. м³ природного газу. Внутрішньо державне споживання відбувається завдяки не лише зовнішньому постачанню, але й також внутрішньому видобуванню. До того ж у західному напрямку до європейських держав постачання може сягати до 142,5 млрд. м³ [1, 2].

Відповідно до наведених даних щодо транспортувальних показників, головне функціональне призначення української газотранспортної системи є стабільність та сталість постачання газу як до внутрішніх споживачів, так і транзит в країни Східної, Центральної та Західної Європи. Незважаючи на різноманітні геополітичні впливи, ці країни постійно збільшують споживання природного газу та за прогнозами на 2025 рік воно сягне 580-600 млрд. м³. Це обумовлює потребу у забезпеченні відповідного технічного стану вітчизняної ГТС, оскільки вона розглядається як важливий елемент енергетичної безпеки Європи загалом.

Натепер загальна протяжність ГТС ДК "Укртрансгаз", що входить як дочірня компанія до Національної акціонерної компанії "Нафтогаз України", охоплює 34,8 тис. км газопроводів, що мають різні продуктивність та функціональне призначення. Їхня робота забезпечується різноманітними інфраструктурними об'єктами, 72 компресорними станціями (КС), а також 1449 газорозподільними станціями (ГРС) та 12 підземними сховищами газу (ПСГ). Загалом ДК "Укртрансгаз" містить 18 різноманітних підприємств, серед яких 6 управлінь магістральних газопроводів (УМГ), Об'єднане диспетчерське управління, а також різні обслуговуючі, будівельні підприємства та науково-дослідний інститут [1, 2]. Загальний вигляд газотранспортної системи із основними напрямками застосовуваних транспортних коридорів показано на рис.1.1. Варто виділити наступних 9 вхідних газовимірювальних станцій (ГВС), що розташовані на кордоні в північно-східній частині нашої держави: Сохранівка, Писарівка, Серебрянка, Валуйки, Суджа, Мозир, Кобрин. Також наявні різноманітні перемикаючі

трубопроводи, які дають змогу здійснювати перерозподіл транспортованого газу та підвищують стійкість вітчизняної ГТС, її маневреність, надійність, а також стабільність функціонування загалом. Зокрема підвищується сталість постачання природного газу всередині держави до споживачів широкої номенклатури, які можна умовно розділити за категоріями: населення (37,5 %); електрогенерувальна промисловість (17,4 %); металургійний комплекс (12,8 %); хімічна промисловість (11,3 %); технологічні потреби (10,4 %) та інші промислові споживачі (10,6 %). Як бачимо, ГТС України є одним із головних енергетичних постачальників інших важливих галузей нашої держави. В Західній частині України транзитне постачання газу контролюється ГВС в населених пунктах: Ужгород, Берегово, Дроздовичі, Орловка, Теково тощо [1, 2].



Рисунок 1.1 – Будова газотранспортної системи України [1 – 3]

Невіддільною частиною високої стабільності ГТС, на яку вказують споживачі всередині держави та закордоном, є підземні сховища газу, що за обсягами є третіми в світі та складають до 20 % загальноєвропейських об'ємів. Вони дають змогу ритмічно та безперебійно постачати природний газ до споживачів незалежно від пори року. Це досягається завдяки можливості здійснювати запаси газу в ПСГ України загальним об'ємом до 31,0 млрд. м³ із добовим відбиранням газу 220

млн.м³. Для цього використовується значна кількість компресорних цехів (110 од.) та газоперекачувальних агрегатів (702 од.), які дають змогу отримати загальну потужність до 5,4 тис. МВт. Головна частина активних об'ємів газових сховищ зосереджена в західній частині України, однак також виділяють центральний, східний та південний комплекси ПСГ. Здебільшого вони побудовані на основі виснажених родовищ газу та газового конденсату. Однак, також застосовуються родовища на основі водоносних родовищ. Для підтримання та функціонування ПСГ застосовують комплекс експлуатаційних свердловин (1391 од.), компресорні цехи (22 од.) та шлейфові системи (1113 км).

Зрозуміло, що така складна структура ГТС України вибудовувалася десятиліттями, а тому вона надзвичайно різноманітна за своїм структурним складом. Зокрема за термінами експлуатації та типорозмірами застосовуваних труб магістральні газопроводи (МГ) умовно можна розділити на такі групи (рис.1.2 та рис.1.3) [3, 4].

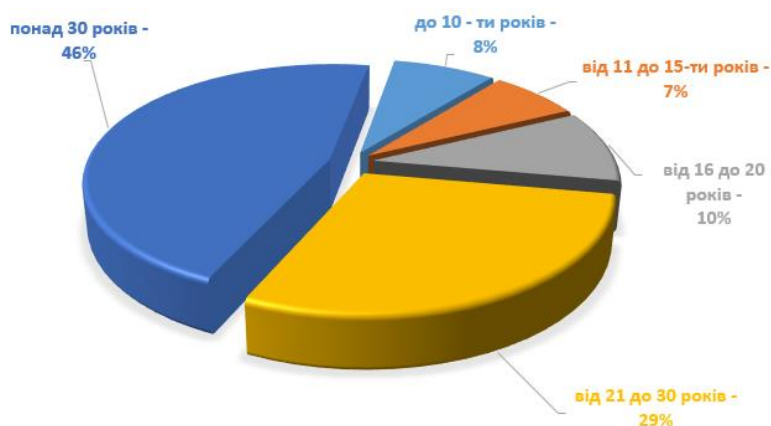


Рисунок 1.2 – Структура магістральних газопроводів ГТС України за терміном експлуатації [3, 4]

Аналіз даних на рис.1.2 показує, що значна частина діючих в Україні газопроводів має суттєві терміни експлуатації та потребує постійного контролю за технічним станом. До того ж важливо утримувати сталу безаварійну експлуатацію ГТС, оскільки це має вплив на економіко-політичну складову характеристики нашої держави в світі. Важливо забезпечувати надійну роботу ГТС та підтримувати

репутацію України як надійного та відповідального постачальника газу в держави Європи.

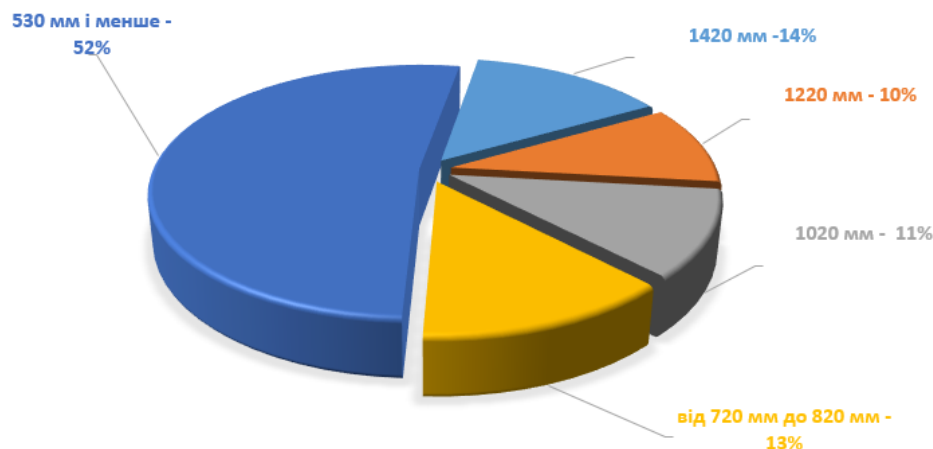


Рисунок 1.3 – Характеристика газопроводів ГТС України за діаметрами труб [3, 4]

Застосовувані діаметри труб для магістральних газопроводів вказують на значне різноманіття в ГТС України, що аналогічно відображається на матеріалах для їх виготовлення. Тому для діагностування технічного стану важливо використовувати комплексні підходи, які дають змогу підвищити точність результатів та врахувати можливі відхилення, зумовлені структурою матеріалу труб.

1.1.2 Характеристика системи нафтопроводів України. Незважаючи на складні геополітичні умови сьогодення, вітчизняні магістральні нафтопроводи (МН) залишаються важливим елементом постачання енергоносіїв як в нашу державу, так і як транзитні – в країни Європи [5, 6]. Вони дають змогу мінімізувати собівартість транспортування нафти та нафтопродуктів, усунути вплив навколишнього середовища, забезпечити безперебійність транспортування до проміжних та кінцевих споживачів тощо. В Україні, окрім потужних транспортних коридорів, широко використовуються власні переробні підприємства, а також нафтоперекачувальні комплекси (НПК) із залученням залізничного та морського транспортів (рис.1.4). Важливою складовою МН є супровідна інфраструктура, яка дає змогу здійснювати прокачування нафти та нафтопродуктів на значні відстані.



Рисунок 1.4 – Схема нафтопроводів та нафтопродуктопроводів України [7]

Інтенсивне спорудження МН в Україні розпочалося в 60-х роках минулого століття із спорудження нафтопроводу Долина-Дрогобич (1962 р.) та першої нитки нафтопроводу «Дружба» (1962 – 1963 рр.). Якщо перший з них пов'язаний із введенням в експлуатацію нового родовища (нафтове Північно-Долинське родовище) та переробкою на Дрогобицькому нафтопереробному заводі, то другий – для транспортування нафти на експорт через західний кордон, а також через НПК в містах Одеса та Рені. Причини спорудження наступних нафтопроводів в Україні були пов'язані із аналогічними факторами: будівництвом нових нафтопереробних підприємств, збільшенням експортних потужностей трубопроводів або через нафтоперекачувальні комплекси.

Діапазон типорозмірів застосовуваних труб змінювався від діаметрів 273 мм та 377 мм в 1962 та 1966 роках відповідно, до 1020 мм та 1220 мм наприкінці 70-х років минулого століття. Варто зазначити, що значні ділянки МН України складаються із труб діаметром 530 мм та 720 мм. В сучасній історії належить виділити нафтопроводу НПК «Південний» – Броди діаметром 1020 мм та протяжністю 670 км, будівництво якого розпочалося в 1995 році [5 – 7]. Тобто, можна виділити значний діапазон не лише типорозмірів труб, а також матеріалів

для їхнього виготовлення. Спорудження та експлуатація нафтопроводів, а також супутньої інфраструктури відбувалися упродовж кількох десятиліть.

Усі зазначені вище фактори обумовлюють необхідність впровадження комплексних підходів до діагностування та прогнозування технічного стану магістральних нафтопроводів України.

1.1.3 Особливості використання тривалоексплуатованих об'єктів у теперішній час. Проведений вище аналіз ГНТС України свідчить, що існуюча трубопровідна система характеризується потужною та розгалуженою лінійною частиною, яка поєднується із відповідною інфраструктурою для забезпечення стабільного функціонування. Наявний резервуарний парк та підземні газові сховища створюють умови для періодичного запасання енергоносіїв та вирівнювання пікових навантажень на трубопровідну систему за збільшеного споживання. Це сприяє зростанню інтеграції вітчизняної системи нафтогазопроводів та супутньої інфраструктури в більшу за розмірами та потужністю Європейську систему постачання енергоносіїв. Як наслідок, підвищується стійкість вітчизняної трубопровідної системи за стресових навантажень та зовнішніх впливів, часто обумовлених політичними, а не економічними чинниками. Зокрема натеper, особливо за військових дій, можна спостерігати реверсну роботу для забезпечення потреб споживання промисловістю та населенням енергоносіїв. До того ж вартість імпортованих енергоносіїв може істотно відрізнятись, що обумовлює необхідність встановлення заданого розподілу між окремими групами споживачів. Тому можуть виникати потреби у транскордонному регулюванні роботи окремих об'єктів, зростають взаємні процеси проникнення не лише на управлінському, а також на технологічному та діагностувальному рівнях. Відповідно належить враховувати сучасний стан закордонних трубопровідних систем, характеристики застосовуваних засобів, вузлів, труб, матеріалів тощо.

Однак такі інтеграційні процеси обумовлюють низку вимог до забезпечення функціонування вітчизняної ГНТС, що відображається у вимогах до таких тривалоексплуатованих об'єктів підвищеної небезпеки. Тому обов'язково

враховувати значну зношеність основних фондів, окремі інвестиційні та економічні труднощі, а також матеріально-технічне забезпечення реконструкції та відновлювальних роботах. Окремо виділяють значну розгалуженість, відмінність за типом, конструктивним виконанням та термінами спорудженнями ГНТС України. Значна частина магістральних трубопроводів проходить через ділянки із складними геологічними умовами спорудження: гірські регіони Карпат, подолання природних перешкод типу річок, прокладання в місцях видобування корисних копалин, системи шахт тощо. Усі ці та інші фактори зобов'язують приділяти значну увагу постійній системі контролю технічного стану об'єктів нафтогазового комплексу, регулювати режими роботи, здійснювати перемикання за перевантаження для запобігання аварійних ситуацій та виконувати потрібні обсяги ремонтно-відновлювальних робіт. Треба зважати на те, що тривалий час експлуатації призводить до погіршення ізоляційних покриттів газонафтопроводів та поступового пошкодження матеріалу труб. Постійно відбувається зношення та старіння основних фондів ГНТС та виникає потреба у ремонтно-відновлювальних роботах. Для цього важливо вчасно встановлювати дійсний технічний стан газонафтопроводів та супутньої інфраструктури. Усі ці фактори дають змогу здійснювати зазначені вище інтеграційні процеси із західними системами постачання енергоносіїв.

Відомо [8 – 10], що для виконання обчислення та встановлення показників стану об'єкта важливо використовувати елементи прогнозування, щоб виявити оптимальні параметри системи та функцію їхньої зміни для досягнення найкращого ефекту за визначених критеріїв. Зокрема результатом буде деяка сукупність техніко-економічних вимог щодо розглядуваного об'єкта, яка прогнозується в майбутньому. Застосування визначених критеріїв для досягнення прогнозованих показників розглядається як сукупність деяких припущень про майбутнє стану об'єкта. Тут основним є вибір та встановлення сукупності можливих (проектних) варіантів функціонування системи постачання енергоносіїв на запланований період за нормативних (або й оптимальних) рівнів надійності [8 – 10].

Невід'ємною складовою процесу прогнозування функціонування газонафтотранспортної системи є поєднання інформації щодо реалізованих ретроспекції, діагностування та прогнозування [3, 10 – 12]. Зокрема початково (стадія ретроспекції) є важливим вивчення відомої інформації про експлуатацію об'єкта, встановлені структурні показники, характеристики, пошкодження зупинки тощо. Ця інформація структурується, вивчається та уточнюється. Вона є основою для розроблення динамічної моделі процесу, що вивчається. На другому етапі (діагностування) виконується встановлення початкових та допустимих параметрів процесу. Здійснюються потрібні вимірювання та вибираються методи прогнозування. Завершальний етап прогнозування реалізується на підставі отриманої інформації про реальний стан системи та визначених параметрах впливу на її подальший розвиток. Важливо враховувати технічні вимоги застосовуваної системи щодо періодичності контролю, обслуговування та ремонту для виявлення факторів прогнозування та керування системою в реальному часі.

На підставі отриманої інформації встановлюють технічний стан системи шляхом вивчення зміни параметрів та виявлених відмов, застосовуваних операцій ремонту, вартості реалізованих операцій та визначених показників надійності. Запобігання відмов досягається на основі зміни умов експлуатації, або ремонту об'єкта, коли його окремі параметри наближаються до граничного стану. Дані можна отримати документальним шляхом під час встановлення допустимих відхилень значень окремих параметрів, технічному обслуговуванні та визначенні ресурсу об'єкта за отриманою інформацією, а також з використанням підходів щодо регламентованого напрацювання окремих елементів.

Зазначені підходи прогнозування окремих параметрів системи на підставі комплексного вивчення документальної інформації, проведених вимірювань та діагностувальних операцій дають змогу повніше використовувати ресурс об'єкта. Запобігання відмов відбувається завдяки регламентованому напрацюванню, оперативному технічному обслуговуванню та ремонту об'єктів газонафтотранспортної системи.

1.2 Динаміка зміни показників надійності тривалоексплуатованої ГТС

Магістральні газопроводи як складова частина системи транспортування газу являють собою об'єкти підвищеної небезпеки щодо їх впливу на довкілля як з екологічного, так і з економічного погляду. Тому для обмеження їх шкідливого впливу вводяться експлуатаційні обмеження, обумовлені відповідними керівними документами і правилами. До таких обмежень на лінійній частині газопроводів належать охоронні зони, ширина яких обумовлена відповідними стандартами, залежно від класу газопроводу, умов і термінів експлуатації, всередині яких заборонено проведення відповідних робіт, не пов'язаних з експлуатацією газотранспортної системи.

Сумарна площа охоронних зон охоплює значну територію, на якій заборонено проведення господарських робіт, зокрема будівельних, сільськогосподарських та ін. Скорочення площ заборонних зон дасть змогу ширше використати природні резерви, що сприятиме зростанню прибутку держави. З іншого боку, підвищена небезпека в охоронних зонах у разі аварійних ситуацій на лінійній частині газопроводів призведе до істотних економічних і екологічних втрат. Тому завдання вибору ширини охоронних зон для збільшення прибутку держави від ефективного використання виділених територій і мінімізації економічних та екологічних втрат у разі аварійних ситуацій газотранспортної системи належить до класу оптимізаційних процедур.

Основні відомості про безпеку спорудження та експлуатації трубопровідних систем зібрано і систематизовано в [1, 2]. Зокрема, подано науково-технічні основи безпеки захисту від аварій та катастроф на об'єктах систем трубопровідного транспорту, конструктивної надійності трубопровідних систем, а також наведено нормативну базу їх безпеки. Показано вплив вдосконалення технології ремонтних робіт на лінійній частині газопроводів на експлуатаційну надійність. Технічні засоби і технологія відновлювальних робіт на лінійній частині газопроводів наведено в [2 – 4, 14]. Екологічні аспекти раціональної експлуатації газонафтопроводів в складних умовах викладено в [3, 5, 8, 15], а ефекти

забезпечення міцності трубопроводів наведено в [4, 16, 17]. Особливу увагу треба звернути на відведення охоронних зон і їх роль в забезпеченні надійної і безпечної експлуатації систем трубопровідного транспорту енергоносіїв. Однак, у наведених літературних джерелах відсутня інформація щодо методики встановлення габаритів охоронних зон з погляду безпечної експлуатації об'єктів трубопровідних магістралей. Тому важливим є науково-технічне обґрунтування вибору габаритів охоронних зон, систем транспортування газу та розробка методики визначення оптимальних їх розмірів для безпечної експлуатації об'єктів трубопровідного транспорту.

Безпеку функціонування лінійної частини магістральних газопроводів оцінюють показниками міцності трубопроводу та тенденціями їх зміни під час тривалої експлуатації, які залежать від багатьох технічних і природних факторів. Тому достовірне прогнозування характеру тренду технічного стану лінійної частини трубопроводів аналітичними методами, що базуються на створенні і реалізації математичних моделей, не є можливим. Отже, єдиними заходами дослідження являються стохастичні моделі, що базуються на законах теорії ймовірності і математичної статистики, а вихідною інформацією слугують дані про передісторію експлуатації об'єкта.

Як відомо [18, 19], характер зміни технічного стану газопроводу під час експлуатації, як і будь-якого технічного об'єкта, оцінюється інтенсивністю аварійних відмов. Якщо за період часу експлуатації T відбулося n аварійних відмов, то їх інтенсивність за цей період така:

$$\lambda(t) = n / T. \quad (1.1)$$

Лінійна частина магістрального газопроводу від початку до кінця експлуатації проходить три найбільш характерні періоди, які відображає розподіл Вейбулла [18].

$$f(t, \lambda, k) = \frac{k}{\lambda} e^{-\left(\frac{t}{\lambda}\right)^k}, \quad (1.2)$$

де $k > 0$ визначає форму графіку, а $\lambda > 0$ — шкалу розподілу.

Період припрацювання характеризується високою інтенсивністю відмов, викликаних відхиленням від вимог конструкторсько-технологічної документації, що розподіляються за законом розподілу Вейбулла й усуваються завдяки введенню технологічного припрацювання [19, 20].

Під час основного часу експлуатації доцільно виділити найменшу та постійну інтенсивність відмов. Відмови здебільшого є раптовими та мають випадковий характер. Розподіляються ці відмови, зазвичай згідно з експоненціальним законом, а інтенсивність відмов є орієнтовно однаковою.

Період старіння трубопроводу характерний різким зростанням інтенсивності відмов. Вони розподіляються за нормальним законом розподілу; інтенсивність відмов постійно зростає.

На підставі фактичних даних про експлуатацію ділянки газопроводу «Братерство» (ДУД-2) на ділянці Долина-Россош за період 1975–1990 рр. [21] побудовано залежність імовірності відмов від напрацювання на підставі (1.1), яка наведена на рис. 1.5.



Рисунок 1.5 – Розподіл інтенсивності аварійних відмов лінійної частини газопроводу «Братерство» [21]

Магістральні газопроводи газотранспортної системи України являються тривалоексплуатованими об'єктами і перебувають на стадії старіння, тому важливою характеристикою надійності є збільшення інтенсивності відмов, що

розподіляються за нормальним законом розподілу; інтенсивність відмов постійно зростає. Залежність інтенсивності відмов, як приклад для лінійної частини газопроводу «Братерство» (ДУД-2) на ділянці Долина-Россош за період 1984–1990, а також її апроксимацію поліномом четвертого ступеня показано на рис. 1.6.

Апроксимація статистичної залежності інтенсивності відмов від тривалості експлуатації лінійної частини газопроводу дає змогу прогнозувати інтенсивність відмов на половину часового інтервалу, що на підставі (1.1) уможлиблює прогноз кількості аварійних ситуацій в майбутньому.

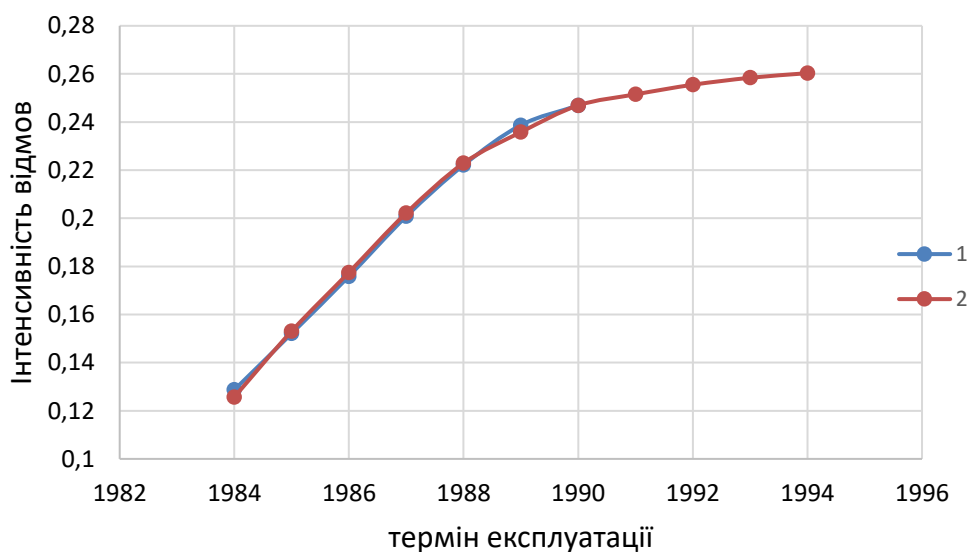


Рисунок 1.6 – Залежність інтенсивності аварійних відмов лінійної частини газопроводу «Братерство» по роках експлуатації та її поліноміальна апроксимація:
1 – розподіл Вейбулла; 2 – апроксимація

Статистика аварійних відмов дає інформацію про наслідки кожної з аварій і вартість відновлення системи. Якщо для i -тої аварії збитки з урахуванням затрат на відновлення склали S_i та тривалість процесу складала T_{ai} на території площею F_i , то питомі збитки від відмови можна подати у вигляді:

$$Z_{pi} = S_i / T_{ai} F_i . \quad (1.3)$$

Середнє значення питомих збитків за минулий період експлуатації газопроводу T_n , в якому спостерігалось N аварійних відмов, таке:

$$Z_{pcp} = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N Z_{pi} . \quad (1.4)$$

Тоді сумарні збитки від m аварійних відмов у майбутньому періоді експлуатації тривалістю T_m будуть [22]:

$$S_m = mZ_{pcp}T_m F \quad (1.5)$$

де F – площа території охоронних зон, пошкоджена внаслідок аварій.

Напевно, зменшення площі території охоронних зон на величину ΔF призведе до зростання збитків від майбутніх аварій [23, 24]. Однак, використання звільнених територій в народному господарстві дасть загальнодержавний прибуток:

$$P = p\Delta F , \quad (1.6)$$

де p – питомий загальнодержавний прибуток з одиниці площі території.

Отже скорочення площ охоронних зон сприятиме ширшому використанню природних резервів, внаслідок чого зростатиме прибуток держави, з одного боку, а з іншого – підвищена небезпека в охоронних зонах у разі аварій призведе до зростання збитків, істотних за умови аварійних ситуацій на лінійній ділянці газопроводів. Такий висновок допомагає побудувати функцію мети, яка досягає екстремуму за оптимального значення площі території охоронних зон:

$$f = P - S_m = p\Delta F - mZ_{pcp}T_m F \quad (1.7)$$

Дослідження функції мети (1.7) на екстремум може проводитись різними методами. Зокрема, виразивши складові функції аналітичними їх залежностями, можна отримати рівняння для знаходження оптимальної площі території охоронних зон у вигляді:

$$\frac{\partial f}{\partial F} = 0 \quad (1.8)$$

Однак, найбільш раціональним являється метод конкуруючих варіантів, згідно з якими задаються рядом значень площі території охоронних зон, і для кожного з варіантів за (1.7) розраховують значення функції мети, використовуючи наведений алгоритм.

На основі наведеного алгоритму для умов газопроводу «Братерство» упродовж 1984–1994 рр. розраховано прибуток від скорочення площі охоронних зон за (1.6), збитки від аварій як функцію площі території забруднення за (1.5) і функцію мети за (1.7). Варто зауважити, що внаслідок нестабільності цінової політики в країні на той період вихідні дані приймалися наближеними, і результати у відносних (щодо максимуму) величинах використані для ілюстрації прикладу застосування запропонованого алгоритму і не можуть слугувати підставою для вибору площі території охоронних зон. Однак, як проілюстровано на рис. 1.7, функція мети досягає максимуму з відносним значенням площі території охоронної зони $F/F_{\max}=0,82$ ($F_{\max}$ – площа існуючої території охоронної зони). Це значить, що площу території охоронної зони треба скоротити на 18% для досягнення максимального прибутку від використання території. Проте цей висновок можливо розглядати як теоретичний, оскільки площі територій в охоронній зоні можуть мати різну цінову привабливість і різний ефект від використання.

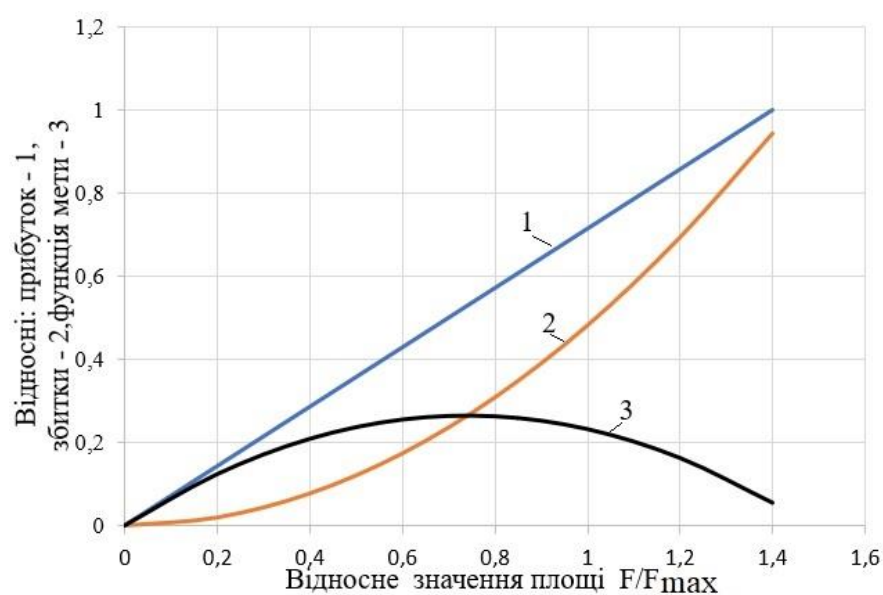


Рисунок 1.7 – Побудова функції мети

За вказаним алгоритмом на підставі достовірної інформації про надійність газопроводів, які перебувають в експлуатації, можна провести розрахунки для побудови функції мети і на їх основі визначити оптимальні розміри охоронних зон для кожного газопроводу.

У разі скорочення розмірів охоронної зони потрібно провести детальні обстеження технічного стану газопроводу в регіоні і у разі потреби вжити заходів з забезпечення надійності його експлуатації на належному рівні [1, 13, 23 – 25].

Проведені дослідження технічного стану і показників надійності експлуатації лінійної частини магістральних газопроводів слугують підставою для прогнозування аварійних відмов системи на майбутній період їх функціонування, що в комплексі з аналізом збитків від пошкоджень дає змогу оцінити прийдешні економічні та екологічні втрати. На підставі проведених досліджень побудовано алгоритм залежності майбутніх збитків від площі території охоронних зон для використання їх територій в народногосподарських заходах. Водночас зауважено, що у разі потреби скорочення площі охоронної зони потрібно провести детальні обстеження технічного стану газопроводу і вжити заходів для забезпечення показників надійності його експлуатації на належному рівні.

1.3 Особливості діагностування технічного стану тривалоексплуатованих магістральних трубопроводів

Вивчення надійності ГНТС показує, наскільки важливим є максимальне врахування факторів, що впливають на відмови під час експлуатації трубопровідних систем. Доцільно зважати на ділянки та окремі елементи, що найбільш схильні до зовнішніх впливів під час виготовлення або експлуатації. Зокрема йдеться про надземні ділянки магістральних трубопроводів. Їм належить незначна частка в загальній протяжності лінійної частини трубопроводу, однак вони є відкритими до зовнішніх впливів як на стадії виготовлення, так і під час експлуатації. Важливо вивчати не лише відкриті частини трубопроводу, а також прилеглі до нього підземні частини, які перебувають у хиткому стані щодо

зовнішніх впливів: розмивання ґрунтових основ, руйнування берегової лінії, просідання ґрунтів, ковзання ґрунту по скельній основі тощо.

Не менш складним та актуальним є питання міцності зварних стиків труб, яке широко висвітлюється в спеціальній літературі [16, 17, 25 – 30]. Показано, що наявність залишкових зварювальних напружень призводить до негативного впливу як на статичну міцність трубопроводу, так і залишковий ресурс за втомного навантаження.

Окремо треба виділити характерний вплив термічного циклу зварювального процесу на властивості матеріалу труби в околі зварного шва, так званій зоні термічного впливу [31 – 33].

Спорудження нових трубопровідних систем виконується із можливістю інтенсифікації прокачування завдяки зростаючим робочим тискам. Це досягається застосуванням нових матеріалів для виготовлення труб, із відповідними системами легування. Використання таких матеріалів потребує додаткового розвитку засобів діагностування із врахуванням реальних фізико-механічних характеристик матеріалу труб.

Означені вище питання доцільно проаналізувати та вивчити детальніше для розвитку відомих засобів та математичних моделей, що використовуються для оцінювання технічного стану газонафтопроводів.

1.3.1 Аналіз підходів щодо комплексного встановлення показників технічного стану. Сучасні підходи до експлуатації трубопровідного транспорту орієнтовані на продовження тривалості експлуатації понад нормативні терміни. Це обумовлено значними капіталовкладеннями на оновлення окремих ділянок лінійної частини трубопроводу шляхом їхньої повної заміни. Однак, якщо пошкодження труб є поодинокими та незначними, доцільно попередньо оцінити їхню статичну міцність за визначених умов експлуатації. До того ж коливання показників споживання на ринку енергоресурсів та переорієнтація на інших постачальників часто обумовлює зміну (зниження) тиску транспортування енергоресурсів традиційними лінійними частинами. Потрібно зважати на коливання внутрішнього тиску, які можуть

пришвидшувати розвиток тріщиноподібних дефектів завдяки втомним навантаженням.

Використання комплексного підходу до встановлення міцності та довговічності експлуатованих магістральних трубопроводів дає змогу врахувати діючі на труби навантаження, оцінити небезпеку виявлених пошкоджень та прогнозувати ремонтно-відновлювальні роботи. Внаслідок цього можна отримати достовірні дані про пошкодженість труб, тому варто виділити важливі напрямки аналізу технічного стану трубопроводу:

- характеристики та параметри експлуатаційних навантажень;
- технологічні впливи, обумовлені виконанням зварювальних робіт;
- пошкодження матеріалу трубопроводу та деградація його характеристик під час експлуатації;
- непрогнозовані навантаження потенційно небезпечних ділянок трубопроводів тощо.

Параметри експлуатаційних навантажень та характеристики транспортіваних потоків передусім детально аналізуються, прогнозуються та враховуються в розробленні проекту магістрального трубопроводу [1, 2, 5, 34 – 36]. Формується низка попередніх вимог щодо можливих навантажень, впливів, умов роботи тощо. Потрібно зважати на потенційний розвиток та індустріалізацію територій, де прокладений трубопровід, які також можуть впливати на зміну режимів роботи. Однак складно спрогнозувати зміну режимів роботи обладнання, особливості функціонування транспортної мережі за особливих подій, виникнення непередбачуваних, «форс-мажорних» умов, які будуть змінювати характер діючих навантажень. Зважаючи на тривалі терміни експлуатації магістральних трубопроводів потреба використання ймовірних підходів та математичних моделей для врахування параметрів експлуатації є постійною, що відображено в працях провідних науковців газонафтової галузі, зокрема Івано-Франківського національного університету нафти і газу [38 – 41].

Для збільшення експлуатаційних навантажень тепер широко використовуються матеріали підвищеної міцності для виготовлення труб типу X80

– X100 та вище. Вони дають змогу зменшити металомісткість конструкції та забезпечити вищу пропускну здатність (збільшений тиск транспортованого продукту). Однак зварювання таких матеріалів супроводжується складнощами в отриманні рівномірних з'єднань [42, 43]. Використання спеціальних металургійних та технологічних прийомів призводить до утворення структурної неоднорідності навколошовних ділянок [44, 45]. Також формується складний напружений стан внаслідок локального нагрівання стику під час дугового зварювання [46, 47]. Ці фактори є додатковими, але постійними в зварних конструкціях трубопроводів. Тому для оцінки статичної міцності трубопроводу треба враховувати експлуатаційні навантаження та характеристики величини і розподілу залишкових зварювальних напружень.

В спеціальній нормативній літературі [16, 48 – 50] питання оцінки статичної міцності магістральних трубопроводів орієнтовано на застосування двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування R6. Він дає змогу оцінити експлуатаційні показники трубопроводу під дією внутрішнього тиску та наявності різноманітних дефектів матеріалу труби, зокрема на внутрішній та зовнішній поверхнях. Характерним є розташування дефектів з боку зовнішньої поверхні труби у її верхній та нижній частинах [51, 52]. Однак спостерігаються також зварювальні дефекти, особливо в кільцевих зварних швах [52]. Останні виконуються в польових умовах та більше зазнають негативного зовнішнього впливу. Тому важливим є встановлення допустимості таких ділянок трубопроводів за заданих експлуатаційних навантажень та визначення почерговості проведення ремонтно-відновлювальних робіт.

В роботах [53, 54] показана можливість врахування зовнішніх додаткових зусиль від дії глобальних згинних моментів внаслідок особливостей конструктивного виконання трубопроводу – його надземної ділянки. Вплив залишкових зварювальних напружень в трубопроводах із низьколегованих сталей на статичну міцність трубопроводів із дефектами на підставі використання двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування R6 вивчався в роботах [16, 53 – 57]. Однак не достатньо повно розкрито це питання щодо сталей

підвищеної міцності. Зварювання сталей підвищеної міцності призводить до формування складнішого розподілу залишкових зварювальних напружень. Вони не завжди досягають свого максимуму на осі зварного шва, а найбільші значення часто можуть локалізуватися в зоні сплавлення, або зоні термічного впливу [45, 58]. Найчастіше це обумовлено низькотемпературними структурними перетвореннями в зоні термічного впливу основного металу або застосуванням відмінних за своїм структурно-фазовим складом зварних швів. Особливості використання таких швів достатньо добре розкрито в роботах [42, 43, 58, 59]. Структура основного металу зазвичай є бейнітною, а зварні шви ферито-перлітні чи аустенітні. Застосування дугового зварювання під час виконання з'єднань із високоміцних сталей обумовлює забезпечення встановленого рівня швидкостей охолодження [42, 43] для досягнення потрібної тріщиностійкості. Таких умов складно досягти у масовому виробництві, особливо з виконанням стиків труб у польових умовах.

У літературі широко описано розрахункові методи моделювання зварювальних напружень та показано можливість застосування неруйнівних фізичних методів для розв'язання таких задач [16, 53 – 57]. Однак, якщо спостереження за експлуатаційними умовами не здійснювалися регулярно, то спрогнозувати характер та рівень залишкового напружено-деформованого стану є складно, а визначити його експериментально не завжди можливо через локалізацію зварювальних напружень лише в околі шва. Тому доцільним є застосування комплексного підходу, який дає змогу врахувати доступні результати вимірювань та визначити поле залишкових зварювальних напружень. Тобто використання експериментально-розрахункового методу має перевагу у застосуванні. Цей метод ґрунтується на попередньому установленні залишкових пластичних деформацій, які виникли в околі зварного шва внаслідок дії термічного циклу зварювання. Головні положення цього методу для різного типу з'єднань розкрито в спеціальній літературі [16, 47, 53 - 57]. Однак, у разі високоміцних сталей цей підхід дотепер було подано не достатньо повно.

Характерною особливістю зварювальних напружень високоміцних сталей є складний розподіл, наявність значної градієнтності та знакозмінність абсолютних

значень. Зокрема в роботах [16, 47, 58 – 61] показано, що величина напружень, характер їхнього розподілу та концентрація залежать від фізико-хімічних властивостей основних та зварювальних матеріалів, параметрів режиму та способу зварювання. Застосування розрахункових підходів, які ґрунтуються на положеннях теорії термопружності або експериментальних методів [62 – 65] визначення напружень часто є недостатнім для випадку конструкцій, що перебувають в експлуатації. Актуальна реалізація процесів зварювання часто може вносити непередбачені збурення, які будуть впливати на формування залишкових напружень. Як показано в роботах [47, 58 – 61], відхилення погонної енергії зварювання, зміна техніки виконання зварного стику, зміни зовнішнього середовища тощо будуть вносити похибки в результати. У разі магістральних трубопроводів, такі підходи більш застосовні у розробленні технології зварювання на стадії формування технологічних рекомендацій. Для реальних конструкцій актуальними є експериментальні методи, особливо ті, що дають інформацію безпосередньо під час дослідження деформацій на трубопроводі, як це описано у численних роботах вітчизняних вчених [16, 66, 67]. Однак застосування експериментальних підходів, зокрема що ґрунтуються на магнітних явищах чи швидкості поширення пружних хвиль, часто обмежено для експлуатованих конструкцій. У разі вимірювання зварювальних напружень отримувані значення узагальнюються на вимірювальній площі давача приладу та показують деякі усереднені значення. Точніші та локальні методи типу електронної спекл-інтерферометрії [61] чи рентгеноструктурний [45] застосовні лише в лабораторних умовах. Використання відомих підходів експериментальних вимірювань та відповідного математичного моделювання розширює їхнє застосування. Зокрема в роботі [45] показано, як використання методу термоелектрорушійної сили доповнює інформативно вартісні та складні в реалізації методи. Аналогічно розширює дані про властивості матеріалу вимірювання твердості [68 – 70], що дає змогу оцінити характеристики міцності. Однак, щодо тривалоексплуатованих конструкцій чи високоміцних сталей цих даних може бути недостатньо. Тут сучасні складні підходи до формування структурно-фазового складу матеріалу

порушують усталені підходи оцінки за твердістю. У цьому разі використання методу LM – твердості збільшує інформативність даних, як це показано для аустенітних зварних швів високоміцних сталей [68 – 70]. Зокрема можливе використання даних про макротвердість матеріалу для оцінювання пошкоджуваності матеріалу, виконання оцінювання властивостей матеріалу конструкції, його деградації внаслідок експлуатаційних та технологічних чинників, наявності технологічних дефектів тощо. За критерій гомогенності матеріалу щодо наявних пошкоджень запропоновано використовувати коефіцієнт гомогенності Вейбулла та пов'язані з ним інтегральні характеристики (константи) матеріалу та показники технологічної пошкоджуваності матеріалу.

Належить зазначити, що така багатофакторність чинників, що впливають на стан конструкцій ГНТС, обумовлює складність ідентифікації напружено-деформованого стану зварного стику труб, а, отже, оцінку його міцності довговічності. Тому комплексний експериментальний та обчислювальний підхід, основи якого розкрито в роботах [16, 47, 53 - 57], є важливим та актуальним.

Окрему увагу треба приділяти непрогнозованим навантаженням, які можливі на потенційно небезпечних ділянках трубопроводів. Зокрема під час прокладання трубопроводу в гірських умовах, можливе його пошкодження внаслідок сповзання ґрунту по скалистій основі. В роботі [40] розглянуто розв'язання такої задачі системи «труба-ґрунт» та запропоновано співвідношення для встановлення критичних навантажень на трубопровід. Часто тут відбувається перевантаження трубопроводу поздовжніми зусиллями, що призводить до виникнення незворотних дефектів типу гофр (рис.1.8).

У такому разі застосовують зовнішні металеві або полімерні підсилювальні бандажі [34, 35]. Трапляються випадки, що такі «проблемні» ділянки трубопроводів призводять до часткової перебудови системи із прокладанням надземних ділянок, або й нових маршрутів трубопроводів. Обумовлюється це недостатньою стійкістю ґрунту, що сприяє повторним зсувам ґрунту на відновлених ділянках (рис. 1.9, а).

Показовим є побудова обвідної нитки нафтопроводу в Карпатах, яка призвела до зсувів ґрунту на новій ділянці. Як наслідок, для запобігання руйнування трубопроводу було додатково споруджено надземну ділянку (рис.1.9, б), а шурфи обвідного трубопроводу (рис. 1.9, в) збережено. Тут постійно контролюють повздовжні деформації труби для оцінки міцності та стійкості ґрунту в потенційно небезпечній зсувній ділянці.



а)



б)

Рисунок 1.8 – Надземна ділянка трубопроводу із дефектами, зумовлених втратою стійкості: а) гофри в трубах; б) бандаж на трубі

Небезпечними є випадки технологічних напружень, що виникають на стадії спорудження трубопроводу та не зафіксовані в технологічній документації. Тут можливе руйнування опорних елементів, втрата стійкості трубопроводу тощо. Зокрема в роботі [71] наведено розрахунково-експериментальну методику діагностування напружено-деформованого стану надземних балкових переходів магістральних трубопроводів. На прикладі надземного переходу нафтопроводу в Карпатах досліджено вплив монтажного пружного згину на його напружено-деформований стан.

Отже, комплексний підхід до вивчення пошкоджуваності конструкції трубопроводу, його матеріалу та фізичного стану для розроблення технологій зварювання є важливим та актуальним завданням роботи.



а)



б)



в)

Рисунок 1.9 – Надземні ділянки нафтопроводу під час зсуву ґрунту: а) руйнування п'ятипрогонової ділянки через зсув ґрунту; б) надземна ділянка обвідної нитки трубопроводу; в) шурф для вимірювання повздовжніх деформацій

1.3.2 Забезпечення міцності надземних ділянок магістральних трубопроводів. Надземні ділянки трубопроводів мають широке використання у прокладанні через ускладнений рельєф, наявність нестійких ґрунтів, для подолання різних природних та техногенних перешкод. Вони є незамінними, коли підземні схеми прокладання МТ ускладнене або економічно недоцільне. Вибір конструктивної схеми надземної ділянки визначається із врахуванням конкретних умов будівництва [34]. Це складний процес, що потребує вибору та реалізації спеціальних конструктивних схем будівництва [34, 71 – 73]. Тому важливо мати максимально повну інформацію про напружений стан трубопроводу не лише після

будівництва, а також під час подальшої його тривалої експлуатації [53, 71 – 74].

Варто зазначити, що застосування балкових надземних ділянок із використанням проміжних опор, на які укладається трубопровід, є найбільш вживаним. Їх можна спостерігати в багатьох регіонах незалежно від природних чинників: від арктичних умов до пустель, заболочених територій та гірських масивів, тобто в місцях, де доцільно для подолання перешкод застосовувати саме надземний шлях трубопроводу [53, 74 - 77]. Обумовлено широке використання балкових переходів добре відпрацьованою технологією спорудження та експлуатації таких об'єктів, меншою вартістю спорудження, простотою реалізації тощо [78]. Труби надземної ділянки, які встановлюються на окремі опори, потребують детального врахування факторів, що визначають їхню міцність загалом [79]. Ідеться про розрахунок не лише на експлуатаційні навантаження та ймовірний вплив зовнішнього середовища, що характерно у проєктуванні. Часто в складних умовах експлуатації виникають непрогнозовані навантаження та відхилення від проєктної схеми [53, 73 – 77]. Зокрема це зсуви ґрунту в гірських районах, розмивання ґрунту під опорами в річках, просідання опор в болотистих районах, техногенний вплив тощо. Через ці чинники відбувається проковзування краю трубопроводу по ґрунті, непрогнозоване просідання та перевантаження тіла труби, яке часто реалізується у виникненні граничного стану [53, 54, 77, 80, 81]. Водночас варто врахувати, що коефіцієнти запасу міцності не завжди є достатньо високими, а матеріал з тривалою експлуатацією схильний до деградації властивостей [82 – 84]. Також спостерігається перерозподіл діючих навантажень та небезпека деформування труб (рис. 1.10, а) чи руйнування опорного елемента (рис. 1.10, б) [71 – 73, 75 – 77, 79, 85].

Можливе створення додаткового пружного вигину трубопроводу на стадії його спорудження, що надалі буде додатковим чинником до руйнування опор надземної ділянки [71, 73].

Важливо враховувати податливість опорних елементів не лише надземної ділянки, а також податливість ґрунту в місцях переходу трубопроводу в його підземну частину [53, 85 – 87]. Це може призводити до непрогнозованого

збільшення прогону та додаткового навантаження на матеріал труб. Особливо якщо врахувати різну податливість опорних елементів в перерізі опорного вузла надземної ділянки. Тут можна прогнозувати та отримувати різну величину діючих навантажень та напружень в тілі труби [76, 85 – 88]. Однак у спеціальній літературі питання комплексного врахування податливості усіх опор трубопроводу не розкрито повністю.



Рисунок 1.10 – Дефекти надземної ділянки: а) пластичне деформування трубопроводу; б) руйнування ригеля опори трубопроводу [71]

Окремо варто виділити можливі переміщення ґрунтів в околі опорних фундаментів у гірських умовах [53, 74 – 77, 18]. Сезонні опади та паводки насичують надмірною вологою шари ґрунту, що покривають скальні породи та зменшують взаємний зв'язок ґрунту з породою. В роботі [90] проаналізовано виникнення паводків в гірських масивах Карпат та запропоновано моделювання ймовірності їхнього повторювання, у разі чого можна спостерігати руйнування опорних елементів в місцях виходу трубопроводу з ґрунту (рис.1.11, а), так званих оголовок надземної ділянки. Як наслідок, може змінюватися довжина крайніх прогонів, що часто перевантажує проміжні опори. Нерозривність нитки трубопроводу призводить до відхилення осі надземної ділянки від проєктної та відбувається руйнування окремих елементів опор (рис.1.11, б). Це може призводити до непрогнозованого збільшення прогону та додаткового навантаження на матеріал труб. Однак у спеціальній літературі питання комплексного врахування податливості усіх опор трубопроводу не до кінця розкрито.

Як наслідок, треба реалізовувати відповідні ремонтні роботи для відновлення експлуатаційних характеристик трубопроводу. Зокрема потрібно підіймати трубопровід вгору над опорами, щоб забезпечити безперешкодний доступ до опорних елементів.



а)

б)

Рисунок 1.11 – Руйнування опорних елементів надземної ділянки: а) місце входу в ґрунт (оголовок); б) просідання ригеля опори

Тому питання вертикального регульовального зміщення опор та осі трубопроводу загалом є актуальним під час ремонтно-відновлювальних робіт тощо [72, 73, 91]. Решта надземної ділянки не переміщається, а експлуатація не зупиняється [91, 92]. Ці фактори будуть призводити до непрогнозованого відхилення діючих зусиль, згинних моментів та перерізувальних сил зазначеної циліндричної конструкції надземної ділянки від проєктних величин. В роботах [53, 74 – 76, 85] наведено вимоги, що висуваються до відповідного математичного апарату, та характеристики моделі, що дає змогу враховувати зазначені фактори. Однак питання встановлення загальної величини вертикального переміщення трубопроводу, із врахуванням податливості опорних елементів та пружних характеристик ґрунту підземних ділянок, потребує додаткового вивчення.

Встановлення характеристик напруженого стану надземної ділянки трубопроводу з відхиленням її положення від проєктного розкрито в спеціальній літературі [53, 74 – 76]. Зокрема показано, що зміни відбуваються не лише в прогонах, а також приляглих прогонах та ділянках трубопроводу під землею [53,

75, 86, 87]. Наявність податливості опор багатопрогонової системи надземної ділянки магістрального трубопроводу, а також зміну його напружено-деформованого стану розкрито в джерелах [53, 75, 85 – 88]. Встановлення комплексного впливу діючих експлуатаційних та конструктивних навантажень на міцність надземної ділянки за наявності дефектів поверхні труб показано в роботах [53, 75]. Розкрито питання комплексного врахування згинних, зварювальних та експлуатаційних напружень на крихко-в'язке руйнування матеріалу з дефектом [53, 80, 81].

Для визначення зварювальних напружень застосовується відповідний математичний апарат методу умовно-пластичних деформацій [93, 94, 95]. Він дає змогу врахувати наявні експериментальні дані про напруження та відтворити максимально наближений тензор напружень в досліджуваному місці конструкції.

В роботах [87, 91] йдеться, що з використанням числових методів можна оцінити напруження в місці прикладання локального зусилля до тіла трубопроводу під час його локального підймання вгору. Це оцінка розподілу напружень у трубопроводі в місці прикладеного зусилля із врахуванням внутрішнього тиску транспортованого продукту. Запропоновано конструкції проміжних підкладок для зменшення концентрації напружень. У разі застосування мобільних пристроїв, підймання трубопроводу рекомендується здійснювати на висоту до 120 мм для забезпечення ремонтних технологічних операцій [91]. Використання трубоукладачів не завжди економічно доцільне для ремонту трубопроводів, або складно технічно реалізувати. Підймання мобільними переносними пристроями є поширеним для реалізації ремонту окремих опор надземної ділянки. В спеціальній літературі [34, 87, 92] можна віднайти описи та характеристики переносних установок для підймання трубопроводів над опорою на базі гідравлічних домкратів із зусиллям підймання в діапазоні від 50 т до 80 т.

Однак, розкриті вище питання не охоплюють умов підймання трубопроводу багатопрогонової ділянки над декількома опорами одночасно та забезпечення нормативних напружень. Недостатньо повно розкрито питання напружено-деформованого стану за таких умов роботи конструкції надземної ділянки.

1.3.3 Особливості застосування високоміцних трубних сталей. Сучасні тенденції розвитку трубопровідного транспорту спрямовані на зменшення металомісткості конструкцій з одночасним зростанням пропускної здатності трубопроводів. Це дає змогу зменшити собівартість проєкту та подальшого транспортування енергоносіїв, а тому забезпечити кращі економічні показники. Також зростають обсяги видобування не лише на вже відомих родовищах, а відкриваються та інтенсивно розробляються морські поклади. Зростання обсягу останніх відбулося більш як а 25 % за останні 20 років [96]. Відбувається масштабна реалізація транспортування корисних копалин морським дном, що обумовлює збільшені навантаження на систему. Тиски транспортованих продуктів постійно збільшується та натеper можуть сягати від 12 МПа до 20 МПа [1, 2, 96, 97]. Головним напрямком досягнення такого завдання є застосування сталей підвищеної міцності у поєднанні із збільшеними тисками транспортованих продуктів [2, 96, 97]. В роботі [97] показана тенденція зміни міцності та структурно-фазового складу застосовуваних сталей упродовж останніх десятиліть (рис.1.12).

Зрозуміло, що зростання міцності матеріалу часто супроводжується зниженням його пластичності. Тому система легування також інтенсивно змінюється, що можна спостерігати на рис.1.12. Для цього використовуються матеріали, що містять знижений вміст вуглецю та складну систему легування у поєднанні із термомеханічною обробкою матеріалу [96 – 98].

Вітчизняне металургійне виробництво також приділяє значну увагу такому класу сталей [98]. Останнім часом відбувалася модернізація технологічних циклів та поступовий перехід до сталей четвертого покоління типу X 70 – X 80. Широко розробляються плани із впровадження сталі п'ятого класу типу X 100. Варто зазначити, що вітчизняні та закордонні розробники основну тенденцію до зміцнення бачать у забезпеченні відповідного хімічного складу та досягненні заданого структурно-фазового складу матеріалу підвищеної міцності [2, 96 – 98]. Також важливим фактором є надання відповідної пластичності застосовуваному матеріалу, щоб уникнути непрогнозованого крихкого руйнування за втомних навантажень [2, 99, 100]. Варто зазначити, що під час експлуатації відбувається

нагромадження внутрішніх пошкоджень матеріалу, утворення розшарувань неметалевих вкраплень в матриці трубної сталі [99, 100].

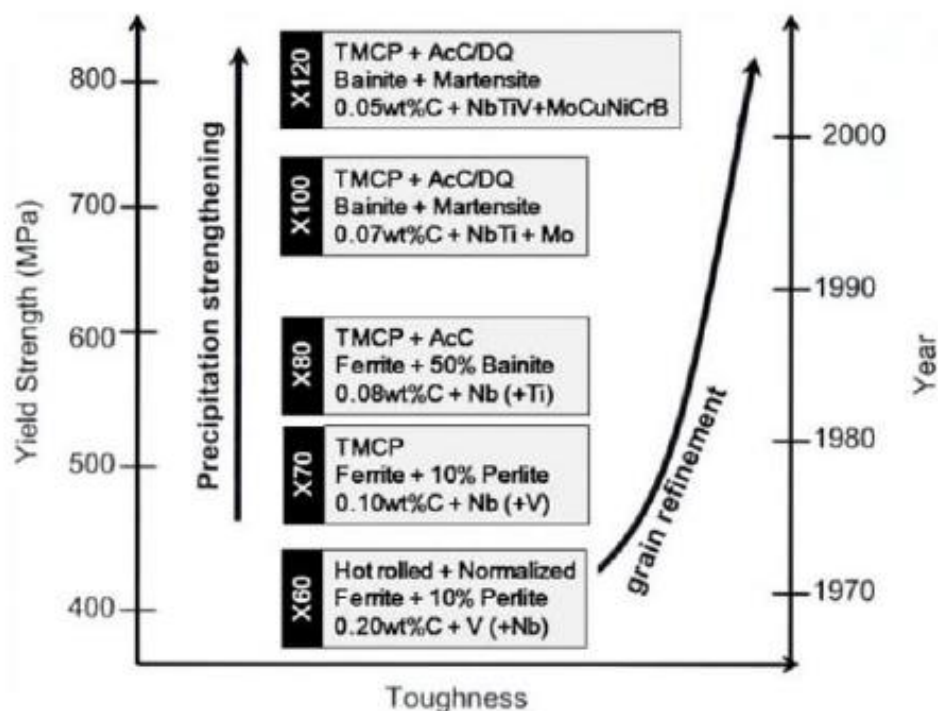


Рисунок 1.12 – Зміна властивостей сталей лінійної частини трубопроводів [97]

Ймовірність пошкодження матеріалу зростає за наявності характерних добових та сезонних коливань тиску транспортованого трубопроводом продукту, що призводить до нестаціонарних потоків постачання [2, 101 – 103]. Внаслідок цього відбувається асиметричне навантаження на тіло труби, яке в поєднанні із корозійним впливом призводить до поширення тріщиноподібних дефектів матеріалу. Особливо це актуально за наявності агресивного середовища, яке діє на поверхню труби ззовні або із середини. Зокрема часто в нижній частині трубопроводу такі дефекти мають більший вплив як на руйнування, так і зародження внутрішніх пошкоджень матеріалу. Тому відбувається зниження показників пластичності матеріалу та його опірність до крихкого руйнування [42, 43, 100].

Впровадження у виробництво високоміцних сталей трубного типу супроводжується розвитком підходів до легування матеріалів, впровадженням нових способів контрольованої термомеханічної обробки часто спеціальної обробки, так званий процес ТМСП зміцнення матеріалу із подальшим швидким

охолодженням [97, 104 – 106]. Металургійний вплив спрямований на зміцнення та прогартовуваність матеріалу із одночасним формуванням дрібнодисперсної структури. Контрольоване пришвидшене охолодження та прокатування дає змогу додатково забезпечити дисперсійне зміцнення. Водночас обмежується виникнення оксидних вкраплень та вторинних перлітних перетворень. Додавання у певному співвідношенні легуючих елементів типу Nb, Ti, V, Mo, B тощо, також має на меті забезпечити зміцнення феритної складової матеріалу. Внаслідок цього можна отримати високоміцну, зазвичай однофазну бейнітну або двофазну бейніто-феритну (мартенситну) структури матеріалу із добрими показниками пластичності. Тут важливим є забезпечення плавного характеру співвідношення величин напружень до деформацій, як це показано в роботах [97, 107] та графічно подано на рис.1.13. Тут (рис.1.13) можна спостерігати зміну міцнісних характеристик сталей різних класів міцності та структурно-фазового складу від X70 до X100. Варто зазначити, що використання спеціально підготовленої в лабораторних умовах двофазної сталі (рис.1.13, *Developed*) забезпечує дещо менші міцнісні характеристики порівняно із промисловою однофазною сталлю (рис.1.13, *Conventional*).

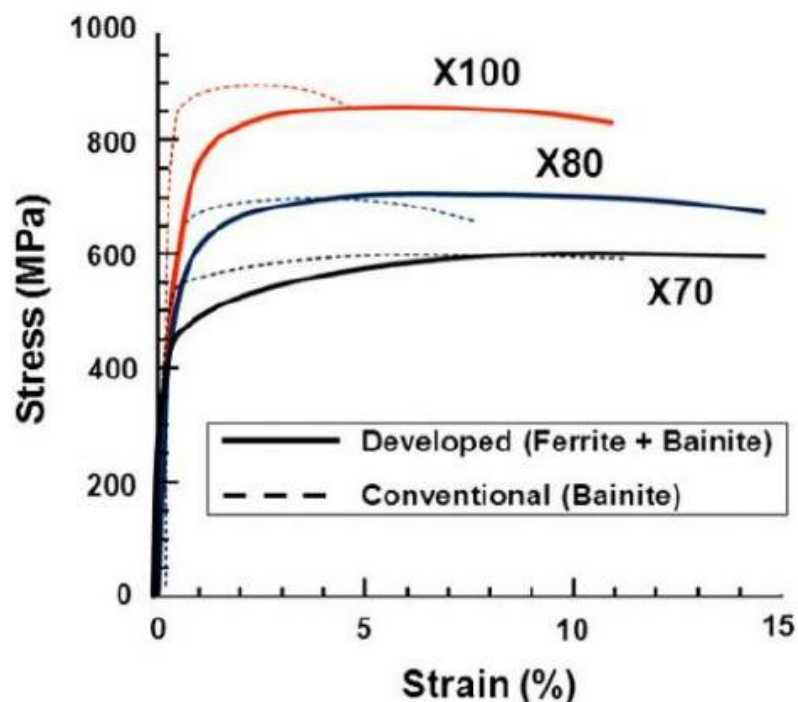


Рисунок 1.13 – Криві напруження-деформації для сталей різних міцності та структури [97, 107]

Однак, пластичність таких матеріалів є значно вищою та більш плавно змінюється. Це дає змогу забезпечити вищу стійкість матеріалу до крихкого руйнування у разі пошкодження матеріалу труби. Високі напруження в матеріалі та їх градієнтність внаслідок зварювального циклу менше впливають на локалізацію деформацій, які рівномірніше розподіляються в перерізі. В роботах [97, 104 – 106] показано, як в останні десятиліття відбувається трансформація застосовуваних трубних матеріалів на зростання їхньої міцності та зміни системи легування. Можна помітити еволюцію структурно-фазового складу сталей від ферито-перлітного складу до бейнітної, ферито-бейнітної або бейніто-мартенситної структур.

Важливим є враховувати потребу застосування зварювальних технологій для отримання трубопровідних елементів [2, 96, 101]. Зварювання реалізується не лише в заводських умовах під час виготовлення труб та секцій труб. Значна кількість зварних стиків виконується в польових умовах, коли споруджується магістральний трубопровід. Тут завжди існує небезпека виникнення непрогнозованих впливів на процес зварювання, а також формування зварного шва. Мікродефекти зварних стиків є потенційними зародками небезпечних дефектів типу зварних тріщин. Відповідно, потрібно впроваджувати нові та розвивати існуючі методи діагностування характеристик матеріалу в потенційно небезпечних ділянках зони термодформаційного впливу, зумовленої зварювальним циклом. Останній, незважаючи на постійне вдосконалення та автоматизацію використовуваних методів, не завжди дає змогу гарантувати потрібну якість в польових умовах реалізації.

Термодформаційний зварювальний цикл, незважаючи на свою швидкоплинність та локальність, має широкий діапазон температур нагрівання, аж до плавлення матеріалу. Тому в околі зварного з'єднання спостерігаються процеси рекристалізації, формування проміжних та гартівних структур [31 – 33, 42, 43]. Внаслідок цього можливе зародження та виникнення крихких тріщин в навколошовних ділянках під дією зварювальних та залишкових напружень. Використання високолегованих зварювальних матеріалів із аустенітною

структурою частково зменшує ці впливи завдяки вищій деформаційній спроможності матеріалу шва.

Відмінність між температурними деформаціями різнорідних матеріалів шва та основного металу, низькотемпературні перетворення в аустенітній структурі та частково основному металі, призводять до виникнення складного напружено-деформованого стану зварного з'єднання. Формується зона термодеомаційного впливу, яка охоплює не лише зварний шов та прилеглі до нього ділянки із структурними змінами, а також частково основний метал. В останньому не відбуваються помітні структурні зміни, але матеріал зазнає додаткового деформаційного впливу. Тут метал зазнає локальних термічних впливів у діапазоні від температур плавлення металу до температур навколишнього середовища. Через це відбуваються зміни структури основного металу, які є відмінними від заводського постачання. Все це впливає на міцність зварного з'єднання конструкції, зокрема високоміцної сталі трубного типу.

Також в ділянці термічного впливу зварного стику присутні залишкові зварювальні напруження, які мають складний характер [101, 102]. Дія цих напружень поєднується із впливом експлуатаційних навантажень. Якщо зона властивостей, відмінних від основного металу, є достатньо значною, то це негативно вплине на експлуатаційні характеристики усієї ділянки магістрального трубопроводу. Тому впровадження нових та розвиток відомих методик оцінки пошкоджуваності матеріалу сталей трубного типу підвищеної міцності є важливим та актуальним завданням.

Питання забезпечення якості зварних з'єднань високоміцних сталей розглядається комплексно, із врахуванням технічних та економічних завдань [45, 68]. Тому традиційні підходи забезпечення технологічної міцності шляхом додаткового часткового або повного термооброблення зварних конструкцій не завжди можна реалізувати. Більш застосовним є використання пластичних зварних швів, найчастіше із аустенітною структурою. Це забезпечує часткову релаксацію зварювальних напружень, підвищення тріщиностійкості кореня зварного шва, а нижча температура плавлення аустеніту сприяє частковому «заліковуванню»

надривів границь зерен в зоні сплавлення, як показано в роботах [42, 43, 45]. Однак, відмінність фізико-хімічних показників основного та зварювального матеріалів призводять до структурної неоднорідності в зоні сплавлення та формування проміжних та кінцевих крихких структур. Окремо варто виділити утворення складного напружено-деформованого стану зварного з'єднання [17], що обумовлено низькотемпературними перетвореннями в високолегованому матеріалі. Для високоміцних сталей ці напруження мають складний характер та багато в чому залежать від структури зварного шва [47]. Тому розширення діапазону використання відомих неруйнівних методів та методик обробки отриманих даних має практичне значення для обслуговування трубопровідних систем.

1.3.4 Діагностування напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів. Досягнуті результати діагностування магістральних трубопроводів неруйнівними методами показують, що найхарактернішими є поверхневі дефекти ззовні або із середини труби [99, 110]. Величина таких дефектів може сягати від 20% до 70% номінальної товщини стінки труби. Дефекти в околі зварних швів додатково зазнають впливу технологічних напружень внаслідок зварювального циклу [47]. Особливо небезпечними є кільцеві зварні шви, які часто виконуються безпосередньо в місці спорудження. Це обумовлює небезпеку непрогнозованих зовнішніх впливів та збільшує ймовірність утворення поверхневих дефектів зварних стиків труб. Останній фактор є настільки важливим, що в роботі [97] вказано на потребу враховувати умови зварювання трубопроводів під час розроблення марок високоміцних трубних сталей. Такі сталі характеризуються підвищеним вмістом легуючих елементів що забезпечують дрібнодисперсність структури та міцність структурних складових [111]. Однак, однорідність такого матеріалу порушується внаслідок дії термічного циклу зварювання. Тут присутнє локальне розігрівання матеріалу до температури плавлення із одночасним виникненням значних температурних деформацій та перекристалізацією навколошовних ділянок. Утворюється так звана зона термодформаційного впливу, яка відрізняється за своїми характеристиками від металу шва та основного матеріалу [44, 45]. Перекристалізація основного матеріалу часто супроводжується

низькотемпературними перетвореннями. Останні завдяки швидкоплинності процесу зварювання часто є бездифузійними, що призводить до утворення структурних напружень. Ці структурні напруження в поєднанні із температурними напруженнями призводять до формування складного напружено-деформованого стану в зварному стику. Для нього характерним є утворення максимальних значень в найослабленішій частині зварного стику труб – зоні термдеформаційного впливу, а дещо нижчі значення напружень спостерігають на осі зварного шва [47]. Ці фактори є додатковими, але постійними в зварних конструкціях трубопроводів. Для вивчення таких напружень застосовують різноманітні розрахункові та експериментальні методи. Однак, як вказувалося вище, досвід діагностування ГНТС тривалої експлуатації показує, що доцільним є комбінація експериментально-розрахункових методів. Зокрема в роботах [47, 112, 113] розкрито суть такого методу, що ґрунтується на розв'язанні оберненої задачі зварного стику трубопроводу із власними деформаціями, що встановлюються на підставі експериментальних даних. Наявність поверхневих дефектів в околі зварних швів послаблює міцність трубопроводу та впливає на його експлуатаційну надійність.

Застосовуваний в літературі критерій крихко-в'язкого руйнування дає змогу врахувати розміри розглядуваного дефекту, експлуатаційні навантаження на трубопровід, характеристики основного матеріалу, геометричні розміри трубопроводу тощо. В роботах [56, 113, 114] розвинуто цей критерій та показано підхід для комплексного врахування експлуатаційних та технологічних (зварювальних) напружень в околі дефекту. Однак, зважаючи на характеристики трубних низьколегованих сталей, що розглянуті в роботах [112, 114], увага приділена міцності трубопроводу з розташуванням дефекту на осі зварного шва. Тут зварювальні напруження досягали свого максимуму та були найбільш небезпечними. Аналогічно в роботах [53, 75] показано умови роботи магістрального трубопроводу за наявності глобальних згинних напружень на надземних ділянках магістральних трубопроводів. Тут також розглядалися дефекти на осі зварного шва, де сумарна дія від усіх компонент напруженого стану була максимальною.

Проведений аналіз літературних даних [42, 43, 47] свідчить, що за тих чи інших умов максимальні значення напружень можуть бути зміщені на деяку відстань відносно осі зварного шва в зону термічного впливу зварного стику труб. Найчастіше це обумовлено використанням матеріалів, які схильні до низькотемпературних перетворень внаслідок охолодження зварного з'єднання. Фізична суть цього процесу є такою. Відомо [44, 115], що з виконанням дугового зварювання виникають пружні та пластичні деформації, що обумовленні протидією температурним деформаціям менш нагрітих ділянок зварного стику відносно більш розігрітих ділянок. Через це внаслідок повного охолодження зварного з'єднання виникають залишкові власні напруження, які ще називають зварювальні [56, 112 – 114]. Однак, у разі зварювання високоміцних сталей можливі швидкоплинні перетворення аустеніту в структури гартування. Це призводить до стрибкоподібного зростання питомого об'єму матеріалу, але прилеглі ділянки без структурних змін перешкоджають цьому. Тому на ділянках із структурами гартування утворюються напруження стиску, а в прилеглих частинах основного металу – напруження розтягу, що інтенсифікують зростання пластичних деформацій. Як наслідок, нерівномірність пружно-пластичних деформацій призводить до аналогічної картини залишкових зварювальних напружень. Пікові значення напружень зміщуються відносно осі зварного шва, а градієнтність напружень зростає. Аналогічні ефекти можна спостерігати з використанням зварювальних матеріалів, що істотно відрізняються за своїм структурно-фазовим складом від основного матеріалу високоміцної сталі. Зокрема для таких сталей характерними є аустенітні та бейнітні зварні шви. Однак у зоні сплавлення можливе утворення дефектів типу надривів границь зерен металу, як це показано в роботі [42, 43, 59].

Отже, в околі зварного шва, на відносно малому проміжку, існує складний напружений стан, що перерозподіляється як за величиною, так і за напрямком дії. Для моделювання таких напружень широко застосовують розрахункові підходи, зокрема метод скінченних елементів [57, 116, 117]. Важливо володіти інформацією про фізико-механічні характеристики матеріалу за діапазону температур від

кімнатної до температури плавлення. Однак, для випадку кільцевих зварних швів такі оцінки є наближеними та складно прогнозованими через реалізацію процесу зварювання безпосередньо на місці спорудження. Тому широко застосовують експериментально-розрахункові підходи, що ґрунтуються на врахуванні попередньо визначених характеристик залишкових напружень, пластичних деформацій тощо [27, 28]. Завдяки мінімізації суми квадратів різниць теоретичних та експериментальних даних можна отримати числові значення функцій для опису залишкових пластичних деформацій в околі зварного шва [56, 60, 94, 112, 113, 114] і можна побудувати розподіл залишкових напружень в довільному перерізі зварного стику труб. Таке застосування комплексних підходів до діагностування дає змогу отримати достовірні дані про пошкодженість труб. У разі високоміцних сталей важливим є комплексність застосовуваних експериментальних досліджень [60, 68, 94], оскільки зварювальні напруження тут мають значний перерозподіл на малих проміжках. В роботі [47] запропоновано функціональну залежність для опису залишкових пластичних деформацій у випадку зварювання високоміцних сталей. Однак, не достатньо розкрито математичні вирази для їхньої реалізації для обчислення залишкових зварювальних напружень.

Далі для відомого розподілу залишкових напружень зварних з'єднань із високоміцних сталей застосовують відомі підходи механіки руйнування [56, 60, 68, 94, 112 – 114], розв'язують задачу про залишкову міцність трубопроводу із дефектами поверхні в околі кільцевих швів. Особливо це важливим є для встановлення допустимості дефектів та можливості експлуатації ділянок трубопроводів за заданих робочих навантажень.

1.4 Розроблення неруйнівних підходів до оцінки пошкоджуваності матеріалу зварних елементів ГНТС

Сучасні тенденції розвитку трубопровідного транспорту спрямовані на зменшення металомісткості конструкцій з одночасним зростанням пропускної здатності трубопроводів. Основним напрямком досягнення такого завдання є

застосування сталей підвищеної міцності у поєднанні із збільшеними тисками транспортованих продуктів [104, 105]. Важливим є враховувати потребу у застосуванні зварювальних технологій для отримання трубопровідних елементів [118 – 120]. Мікродефекти зварних стиків є потенційними зародками небезпечних дефектів типу тріщин.

Особливо належить звернути увагу на прилеглі ділянки металу до зварного шва – так звану зону термодформаційного впливу [31, 32, 45, 121, 122]. Тут метал зазнає локальних термічних впливів в діапазоні від температур плавлення металу до температур навколишнього середовища, а також утворюються ділянки із залишковими пластичними деформаціями. Внаслідок цього відбуваються зміни структури основного металу. Якщо така зона, відмінних від основного металу властивостей є достатньо значною, то це негативно вплине на експлуатаційні характеристики усієї ділянки магістрального трубопроводу. Тому впровадження нових та розвиток відомих методик оцінки пошкоджуваності матеріалу сталей трубного типу підвищеної міцності є важливим та актуальним завданням.

За критерій гомогенності матеріалу щодо наявних пошкоджень запропоновано використовувати коефіцієнт гомогенності Вейбулла [68 – 70, 130, 131] та пов'язані з ним інтегральні характеристики (константи) матеріалу та показників технологічної пошкоджуваності матеріалу. Критерієм оцінки є однорідність поверхневого шару зварного стику, як показника ступеня деградації матеріалу на підставі статистичної обробки значень твердості. Зокрема для вуглецевих прийнято, що зростання значень коефіцієнта Вейбулла більше 10,0 та константи матеріалу більше 0,878 вказує на однорідність досліджуваного матеріалу. Константа матеріалу, яка може бути лише в межах від 0 до 1,0 є більш застосовна практичного погляду.

Досліджувана ділянка зварного з'єднання була умовно розділена на окремі лінійні ділянки, які формували еквідистантні перерізи, що паралельні до вісі шва. Це дає змогу виконати значну кількість вимірювань (не менше 25 – 30) в окремому еквідистантному перерізі. Вважали, що переміщення зварювального пальника

відбувалося рівномірно із максимально можливим, з технологічного погляду, наближенням до прямолінійного руху.

Детально приклад реалізації методики відповідно до методу LM-твердості та відповідні розрахункові формули для випадку аустенітного зварного шва стику із високоміцної сталі трубного типу показано далі (розділ 5, п.5.1.1). Треба лише зазначити, що використання методу LM-твердості дає змогу оцінити ступінь пошкоджуваності зварного шва, незважаючи на значну неоднорідність основного металу і шва. Також на відстані 30 мм від вісі зварного шва спостерігається локальне зростання характеристик однорідності матеріалу (табл. 5.1). Тут значення коефіцієнт гомогенності Вейбулла набуває найбільшого значення, а технологічна пошкоджуваність є найменшою. Ймовірно тут локалізовано границю зони термодформаційного впливу, яка зумовлена термічною дією зварювальної дуги.

1.4.1 Оцінка властивостей зварного стику високоміцної сталі трубного типу із ферито-перлітним швом за методом LM-твердості. Дослідження виконувалися на зварних з'єднаннях легованої високоміцної сталі із міцнісними показниками, що відповідають трубним сталям класу міцності X 100 – X 120. Хімічний склад сталі відповідав основному матеріалу, що наведений в роботах [42, 68], структура матеріалу бейнітна, дрібнодисперсна та однорідна. Товщина елементів сягала 10 мм, тому зварювання здійснювалося в два проходи з V – подібною підготовкою кромок. Застосовувалося півавтоматичне зварювання в суміші інертних та активних газів ($82\%Ar + 18\%CO_2$) електродним дротом марки Св-08Г2С (аналог ER70S-6) діаметром 1,2 мм. Швидкість зварювання приймалася прямолінійною та сталою на всьому проміжку зварного стику. Це максимально наближало характерні ділянки зони термічного впливу зварного з'єднання до прямолінійності та паралельності відносно осі зварного шва.

Для ідентифікації характерних ділянок зони термічного впливу зварного з'єднання застосовувався металографічний аналіз. Вивчали макро- та мікроструктури зони металу зварного стику за допомогою оптичного мікроскопа. Зважаючи на високу міцність основного металу стику, використовувався метод вимірювання твердості за шкалою HRC. Тут використовується алмазна пірамідка,

яка втискується із зусиллям 1500 Н. Вимірювання здійснювали вздовж осі зварного стику, вздовж лінії сплавлення, а також паралельно до цих ділянок із кроком 5,0 мм на проміжку до 45 мм по відповідних прямих. Схема вимірювань показана на рис.1.14, кількість вимірювань склала не менше 100 для кожного кроку із нумерацією прямих від 0 до 8. Тут вісь шва позначена 0, зона сплавлення 8, а найвіддаленіша зона вимірювання 1. Усереднені результати вимірювання твердості на різних відстанях від осі зварного шва показано на рис. 1.15 із аналогічним позначенням прямих вимірювання (від 0 до 8). Обробка отриманих результатів здійснювалася на підставі методики LM – твердості, яка розкрита в спеціальній літературі [68 – 70]. Варто зазначити, що оцінювання пошкоджуваності матеріалу зварного стику здійснюється на підставі показників розсіювання макротвердості. До основних з них треба зачислити коефіцієнт гомогенності Вейбулла (m), константа матеріалу (A_m), параметр технологічної пошкоджуваності (D) та інтенсивність зростання параметра пошкоджуваності (j_D) [68 – 70].



Рисунок 1.14 – Схема вимірювання макротвердості стику

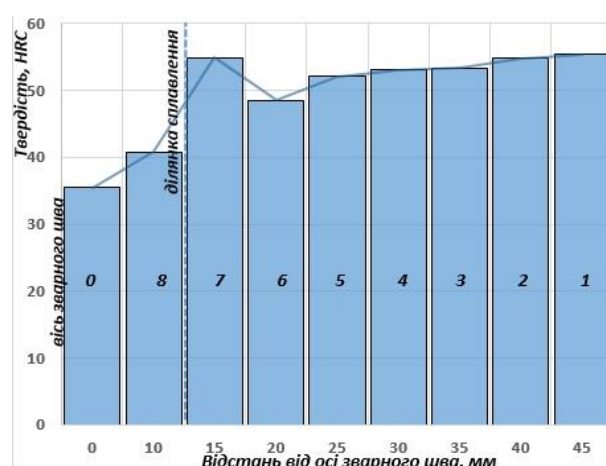


Рисунок 1.15 – Твердість досліджуваного зварного стику

Аналіз усереднених величин твердості (рис.1.15) на різній відстані від осі зварного шва показує, що спостерігається характерний для зварних з'єднань розподіл поперек шва. Тут менша твердість на осі зварного шва, яку можна пояснити відмінним від основного металу структурно-фазовим (ферито-перлітним)

складом та литою структурою зварного шва. До того ж на осі зварного шва твердість, ймовірно, є найменшою, оскільки в центральний переріз, де відбувається зустрічний ріст дендритів при V-подібній розробці кромek, максимально відтісняються легкоплавкі евтектики в зварному стику.

В прилеглих до зони сплавлення ділянках основного металу, що не розплавлявся, стрибкоподібне зростає твердість, яка є найбільшою та сягає 55 HRC. Тут структура має крупнозернистий характер із вмістом мартенситу. Далі є незначна зона розміщення до 48 HRC та поступова стабілізація значень твердості на рівні 53 – 55 HRC. Результати свідчать, що без використання металографічного аналізу та додаткових методів складно оцінити характеристики металу на відстані більше 5 – 10 мм від зони сплавлення. Спостережувані відхилення макротвердості є незначними в абсолютній та відносній величині. Більш інформативні результати отримані відповідно до підходів методу LM-твердості. Нище (рис. 1.16 ... рис. 1.19) подано результати обчислення характерних параметрів.

Аналіз коефіцієнта варіації (ν), що характеризує величину розсіювання виміряних значень твердості, порівняно із середнім значенням твердості, вказує на значний розкид даних на проміжку до 15 мм від осі зварного шва (рис. 1.16).

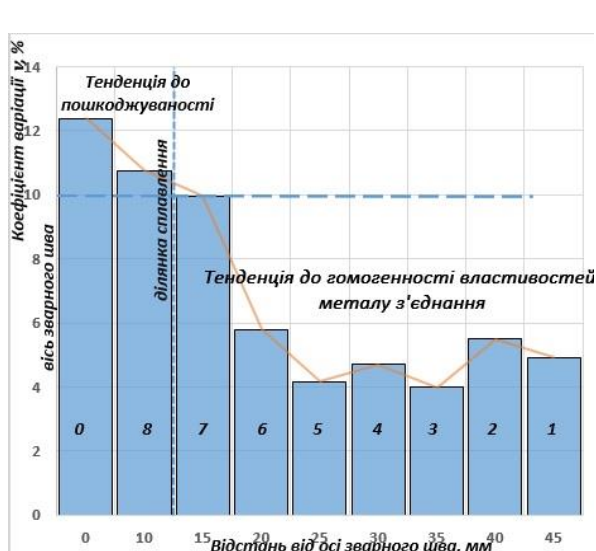


Рисунок 1.16 – Коефіцієнт варіації

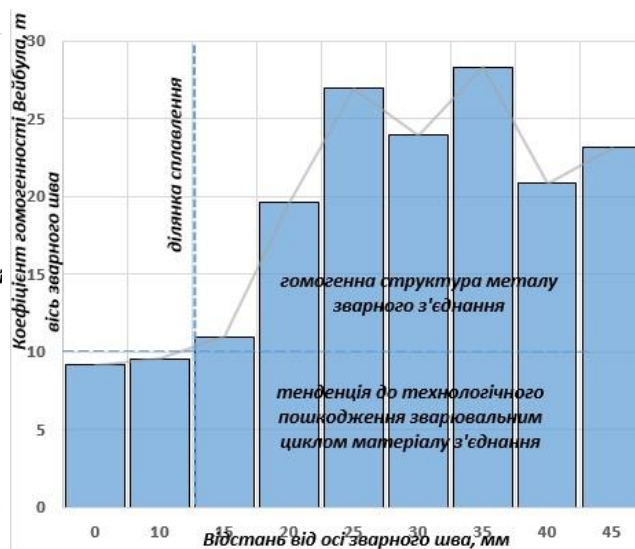


Рисунок 1.17 – Коефіцієнт гомогенності Вейбула

Отримані результати сягають від 9,95 % до 12,38 %, що майже вдвічі перевищує значення, порівняно з рештою області досліджуваної ділянки (від 4,91 % до 5,79 %). Тобто, неоднорідність структури матеріалу зварного стику найбільше проявляється в околі зварного шва та прилеглих до нього ділянок основного металу.

Аналіз коефіцієнта Вейбула (m) показує, що на зварний шов та ділянка основного металу на відстані до 15 мм відносно осі шва має значення в околі 10 (рис. 1.17). Тобто тут максимально проявляється структурна неоднорідність металу зварного стику високоміцної сталі з ферито-перлітним зварним швом. Решта матеріалу зварного стику характеризується гомогенністю властивостей та сягає від 19,61 до 28,3. Однак можна виділити два локальні екстремуми на відстані 30 мм ($m = 23,94$) та 40 мм ($m = 20,82$) відносно осі зварного шва. На зазначених відстанях від осі зварного шва вплив температур на структурно-фазовий склад є незначним. Тому ці екстремуми можна ідентифікувати як розміри зони термодетформаційного впливу зварювального циклу. Ймовірно тут спостерігаються екстремуми зони термопластичних деформацій, що мають складніший характер у разі зварювання високоміцних сталей [47].

Значення технологічної пошкоджуваності матеріалу (D) має тенденцію до зростання із наближенням до осі зварного шва (рис. 1.18). На відстані 20 мм та більше відносно осі зварного шва даний параметр стабілізується. На відстані 25 мм та 35 мм спостерігається чітко виражена тенденція до зменшення пошкоджуваності матеріалу. Аналогічну, але характернішу картину можна спостерігати під час аналізу зміни інтенсивності технологічної пошкоджуваності в напрямку (рис. 1.19).

В обох випадках знову можна виділити два локальні екстремуми зростання пошкоджуваності матеріалу на відстані 30 мм та 40 мм.

Отримані результати показують, що з вивченням властивостей зварного стику доцільно керуватися параметрами коефіцієнта гомогенності Вейбула, технологічної пошкоджуваності та інтенсивності зміни технологічної пошкоджуваності. Це дає змогу, порівняно із вимірюваними значеннями твердості, розширити діапазон застосування отриманих результатів.

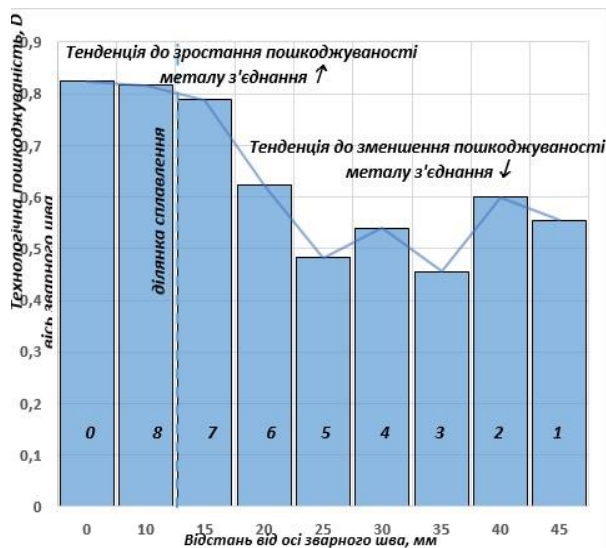


Рисунок 1.18 – Технологічна пошкодженість матеріалу

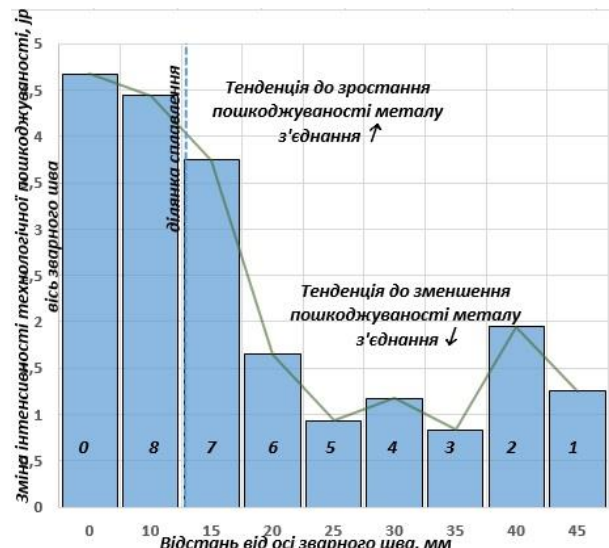


Рисунок 1.19 – Зміна інтенсивності технологічної пошкодженості

Також за значеннями коефіцієнта гомогенності Вейбула та технологічної пошкодженості матеріалу можна ідентифікувати декілька локальних екстремумів, що ймовірно пов'язані із наявною зоною термодформаційного впливу. Найбільш інформативним є показник зміни інтенсивності технологічної пошкодженості матеріалу.

1.4.2 Практичні підходи до визначення характеристик ділянки термодформаційного впливу зварного з'єднання. Проведені дослідження показують, що важливим є встановлення не лише зони термічного впливу (ЗТВ), а також ділянки пластичних деформацій, що зумовлено температурним циклом зварювання. Така ділянка зварного стику охоплює зварний шов та прилеглі до нього ділянки із термічними та пластичними змінами, тобто формується так звана зона термодформаційного впливу (ЗТДВ). Знання її розмірів є важливим елементом у дослідженні залишкових напружень, зумовлених технологічним процесом зварювання в стиках газонафтопровідних систем [16, 17].

1.4.2.1 Спосіб визначення розмірів зони термодформаційного впливу зварних з'єднань сталей за лінійними розмірами ЗТВ. Для встановлення зони термічного впливу використовуються різноманітні теоретичні [44, 132 – 135], експериментальні та комбіновані підходи [136 – 143]. Теоретичні методи розрахунку розмірів зони термічного впливу та подальшого аналізу структурно-фазового складу

характеризуються частково ідеалізованими вихідними умовами. На противагу цьому, для готових конструкцій доцільно застосовувати експериментальні дослідження, або їхню комбінацію із наявним математичним апаратом.

Практика застосування лише експериментальних методів для оцінювання характеристик пластичних деформацій матеріалу, що ґрунтуються встановленні його фізичних властивостей, розкрита в спеціальній літературі [138 – 143]. Тут застосовується контроль вимірювальних баз на поверхні досліджуваного зварного з'єднання. Останні можуть реалізовуватися за допомогою контактної термоелектрорушійної сили [139], тензорезисторів [140], методу спекл-інтерферометрії [141], коерцитиметрів [142] тощо. Однак, у разі зварних з'єднань сталей, цього часто є недостатньо через значну локалізацію та градієнтність діючих залишкових напружень.

Нижче в роботі запропоновано метод, який ґрунтується на комбінованому підході до розрахункового визначення лінійних розмірів зони термодеоформаційного впливу зварного з'єднання за відомими, згідно з експериментом, розмірами зони термічного впливу стику [136]. Тобто, початково передбачають експериментальні дослідження на поверхні розглядуваного трубного стику, а далі обчислювальні операції, що ґрунтуються на підставі положень теорії зварювальних процесів.

Зокрема, відповідно до цієї методики, досліджувану поверхню зварного з'єднання труб виконують як мікрошліф (рис.1.20). Для цього використовують спеціальні підходи щодо підготовки зварного стику для металографічного аналізу [132, 134]. А саме, шліфується поверхня стику, потім полірування із використанням спеціальних абразивів та травлення поверхні спеціальним реактивом.

Щодо трубних сталей для магістральних трубопроводів, застосовується 4 % розчин азотної кислоти в етиловому спирті. Далі експерт визначає вимірювальну базу, яка охоплює зварний шов та прилеглі до нього ділянки основного металу, що зазнали термічного впливу. Використовуючи переносний металографічний мікроскоп вимірюють лінійні розміри зони термічного впливу зварного стику труб.

Наступний етап передбачає визначення приведеної погонної енергії зварювання за результатами експериментально встановлених лінійних розмірів

зони термічного впливу. Зокрема для конкретного класу сталей відома величину критичної температури, за якої завершуються структурно-фазові перетворення, що візуально можна зафіксувати металографічним мікроскопом.

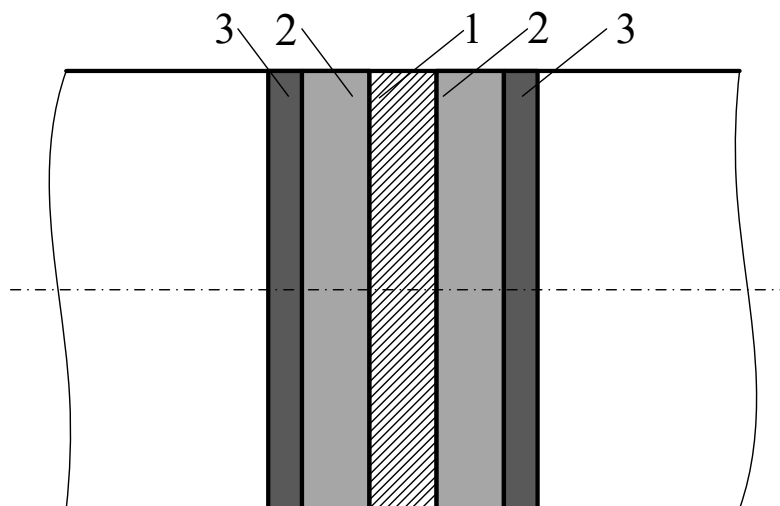


Рисунок 1.20 – Схематизація досліджуваної зони термодіформативного впливу зварного стику труб з'єднання: 1 – зварний шов; 2 – зона термічного впливу; 3 – частина зони термодіформативного впливу, границя якої відповідає температурі початку фазових перетворень в основному металі трубопроводу

Після цього розв'язується обернена задача щодо встановлення величини деякої погонної енергії зварювання, яка призводить до встановлених розмірів зони термічного впливу за відомих температур завершення структурних перетворень. Вибір обчислювальних виразів [133] використовується із врахуванням застосовуваних зварювальних джерел та техніки виконання зварного з'єднання. Така інформація надається експертом під час дослідження конкретного зварного стику труб.

Аналогічно для конкретного класу сталей можна встановити температуру початку пластичних деформацій в матеріалі під час зварювання [135]. Тоді для відомих погонної енергії зварювання та температури виникнення пластичних деформацій обчислюють лінійні розміри ділянки зварного стику труб, де може бути локалізована зона термодіформативного впливу конкретного з'єднання.

Методика реалізації цього способу та приклад використання для зварного стику труб детально описана далі (розділ 5, п.5.1). Запропонований спосіб визначення розмірів зони термдеформаційного впливу дає змогу зменшити затрати на проведення досліджень, а також підвищити точність визначення розмірів зони пластичних деформацій.

1.4.2.2 Визначення величини і розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей. Метою такого методу є створення підходу, який дасть змогу зменшити затрати на проведення досліджень, а також підвищити точність визначення розмірів зони пластичних деформацій та продуктивність праці [137].

Для цього досліджувану поверхню зварного з'єднання (1) виконують, як мікрошліф (2) та встановлюють вимірювальні бази (3) у вигляді точкових значень із заданими координатами (4) напружень на поверхні зварного з'єднання (рис. 1.21). Далі величину залишкових деформацій визначають за їх залежністю від напружень, а розподіл за мінімізацією функціоналу теоретичних та експериментальних значень залишкових деформацій.

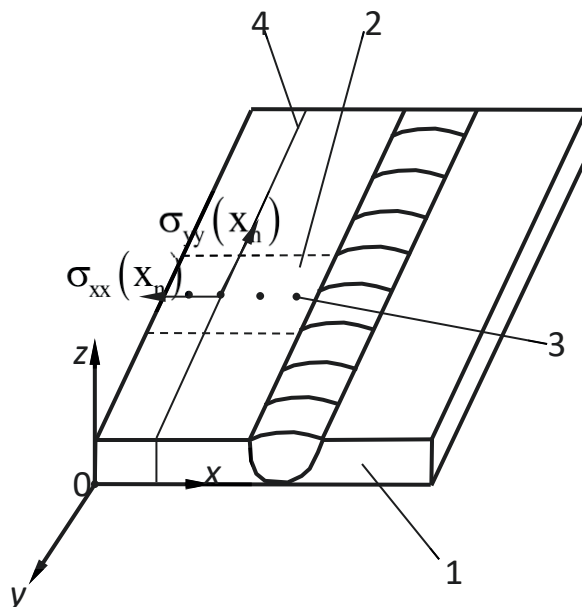


Рисунок 1.21 – Схематизація процесу визначення величини і розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей: 1 – зварне з'єднання; 2 – мікрошліф; 3 – вимірювальні бази; 4 – координата перерізу n-ої вимірювальної бази

Для отриманих значень, приймаючи умови плоскої деформації, обчислюють величину пластичних деформацій (1.9) за такою залежністю від значень напружень на поверхні зварного з'єднання:

$$\varepsilon_{yy}^{0E}(x_n) = \frac{-\sigma_{yy}(x_n) + \mu \sigma_{xx}(x_n)}{E}, \quad (1.9)$$

де $\varepsilon_{yy}^{0E}(x)$ – величина експериментально визначених пластичних деформацій;
 x_n – координата перерізу вимірювальної бази; $\sigma_{yy}(x_n)$, $\sigma_{xx}(x_n)$ – точкові значення напружень на поверхні зварного з'єднання; E – модуль Юнга; μ – коефіцієнт Пуассона.

Для отриманих значень величини пластичних деформацій будують функціонал (1.10), який являє собою суму середньоквадратичних відхилень між величинами теоретично розрахованих пластичних деформацій доступними методами та відповідними їм значень, які отримано експериментальним шляхом:

$$\Omega(p_n, x_n) = \sum_{n=1}^{n_1} [\varepsilon_{yy}^{0T}(p_n, x_n) - \varepsilon_{yy}^{0E}(x_n)]^2, \quad (1.10)$$

де $\Omega(p, x, \varepsilon_0^*)$ – функціонал; $\varepsilon_{yy}^{0T}(x)$, $\varepsilon_{yy}^{0E}(x)$ – теоретично розраховані та експериментально визначені пластичні деформації у вимірювальній базі із перерізом x_n ; p_n – параметри формули для розрахунку розподілу пластичних деформацій у зварному з'єднанні із високоміцних сталей

Мінімізація функціоналу (1.10) дає змогу визначити параметри формули для розрахунку розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей.

Висновки до розділу 1

1. Газонафтотранспортна система України містить широку номенклатуру типорозмірів застосовуваних труб для трубопроводів різного технологічного призначення, протяжності та характерна тривалою експлуатацією. Інтеграційні процеси із європейськими постачальниками енергоносіїв потребують швидких та ефективних рішень керування трубопроводами. Тому потрібна інтенсифікація діагностувальних та ремонтно-відновлювальних операцій.

2. Вивчення динаміки зміни показників надійності тривалоексплуатованих газотранспортних систем дало змогу виділити характерні часові рамки щодо ймовірності виникнення аварійних ситуацій залежно від часу введення в експлуатацію. Аналіз інтенсивності аварійних ситуацій в часі на прикладі лінійної частини газопроводу «Братерство» показав, що ця залежність добре описується розподілом Вейбула. Скорочення охоронних зон дає змогу ефективніше використовувати державі природні ресурси та отримувати прибуток. Побудована функціональна залежність досягнення прибутку від скорочення охоронних зон та ймовірності виникнення аварійних ситуацій. Показано, що для розглядуваної ділянки лінійної частини газопроводу «Братерство» допустимим є зменшення охоронних зон на 18 % для досягнення максимального прибутку від вивільнених площ охоронних зон.

3. Показано, що використання сучасних трубопровідних матеріалів потребує детального вивчення впливу зварювальних процесів на формування якісного з'єднання із врахуванням системи легування основного матеріалу, властивостей зварного шва та характеру залишкових зварювальних напружень. Зазначено, що вивчення надземних ділянок трубопроводів потребує деталізації інформації про характеристики конструкції переходів, врахування актуального положення опорних елементів, фізико-механічних характеристик ґрунтової основи, додаткових непередбачених навантажень тощо.

4. Розглянуто особливості використання неруйнівного методу ЛМ-твердості для оцінки пошкоджуваності матеріалу у разі зварних стиків труб за значеннями коефіцієнта гомогенності Вейбулла та пов'язаних з ним інтегральних характеристик (констант) матеріалу. Показано, що метод придатний для різних типів зварних стиків труб, зокрема високоміцних матеріалів. Отримані результати добре співвідносяться із положеннями про будову зварних з'єднань, показниками металографічного аналізу та можуть використовуватися для вивченні пошкоджуваності сучасних матеріалів трубопроводів.

5. Запропоновано методи ідентифікації лінійних розмірів зони термодформаційного впливу зварного стику труб, що ґрунтуються на комплексних підходах із врахуванням експериментальних даних про зону термічного впливу зварного стику або поверхневі напруження, отримані експериментальними методами.

РОЗДІЛ 2 ДОСЛІДЖЕННЯ ХАРАКТЕРУ НАВАНТАЖЕНОСТІ ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ

2.1 Характеристики НДС трубопроводів

Одним із головних складових елементів, які розробляються та контролюються на стадіях проєктування, спорудження та експлуатації трубопроводних систем є характеристики діючого напружено-деформованого стану. Інформація про його величину та характер зміни є важливою складовою тривалої безаварійної експлуатації та забезпечення сталого розвитку галузі енергоносіїв. Прогнозовані значення діючих напружень та максимальне врахування зовнішніх факторів дають змогу ефективно проєктувати та споруджувати трубопроводи, забезпечуючи технічні та економічні показники проєкту трубопроводу. Вони є запорукою для позитивного економічного ефекту від введеного в експлуатацію трубопроводу та забезпечують стабільність функціонування та розвитку промислових об'єктів, що пов'язані із розглянутою трубопроводною системою. У зв'язку з цим газонафтотранспортна система України, як один із найбільших технологічних та економічних суб'єктів економіки нашої держави, потребує постійного спостереження та високої надійності.

Окремо треба зазначити, що нерівномірність завантаження трубопроводних систем транспортованими енергоносіями, яка натеper зумовлена низкою геополітичних причин, призводить до коливань основного навантажувального фактора – внутрішнього тиску [102, 144, 145]. Його величина змінюється в певному діапазоні лінійної частини трубопроводу від максимальної величини на початковому відрізку до мінімальних значень на кінцевій частині ділянки. Усі проміжні значення внутрішнього тиску перебувають у межах означених величин, утім задана продуктивність системи може бути сталою характеристикою. Описані коливання внутрішнього тиску між максимальними та мінімальними значеннями будуть характеризуватися змінною амплітудою та частотою. Додавання усіх

значень тиску за принципом суперпозиції можуть призводити до перевищення максимально допустимих значень, або пониження тиску за визначені мінімально встановлені межі. Тому важливим є застосування відповідних методів розрахунку трубопровідних систем за коливань внутрішнього тиску та встановлення їхніх граничних меж у реальних динамічних умовах.

Отже, питання встановлення діючого напружено-деформованого стану на магістральний трубопровід є важливим та актуальним науково-технічним завданням, що потребує постійного розвитку та вдосконалення.

2.1.1 Навантаження та впливи на магістральний трубопровід. Відомо [34, 35, 37, 146 – 149], що під час спорудження, введення в експлуатацію та функціонування магістральних трубопроводів нормативними документами визначаються різноманітні навантаження та впливи, які встановлюються на підставі проведеного статистичного аналізу. Такі навантаження та впливи встановлюються розрахунковим шляхом та враховують відхилення за несприятливих умов шляхом застосування відповідних коефіцієнтів перевантаження. Отримані значення навантажень та впливів поділяють залежно від періоду існування на постійні, такі що присутні упродовж усього часу спорудження та функціонування трубопроводу, а також на тимчасові, що, відповідно, можуть не завжди існувати [34, 35, 37]. Відповідно на стадії проектування трубопроводу фахівці визначають, чи потрібно враховувати ті чи інші навантаження та впливи.

До постійних належить власна вага трубопроводу та його ізоляція, а також попередні напруження обумовлені пружним вигином під час спорудження трубопроводу, а також вага ґрунту, що залежить від глибини залягання трубопроводу, та вага стовпа води над трубопроводом (гідростатичний тиск). Непрогнозоване відхилення обчисленого навантаження враховується різноманітними коефіцієнтами перевантаження, величина яких від 0,8 у розрахунках на повздовжню стійкість до 1,1 та 1,2 у разі перевантаження від власної ваги чи ґрунту відповідно [34, 35, 37].

Тимчасові навантаження та впливи на трубопроводи розділяють на тривалі, короточасні та особливі. Перші з них, навантаження тривалої дії, обумовлені

трьома характерними факторами: дією внутрішнього тиску транспортованого продукту, ваги транспортованого продукту та температурних впливів. Внутрішній тиск призводить до виникнення кільцевих та повздовжніх напружень у стінках трубопроводу, у обчислювальних виразах яких також передбачено коефіцієнт перевантаження в межах від 1,1 до 1,15 залежно від типу трубопроводу. Врахування ваги транспортованого продукту істотно залежить від його агрегатного стану: для нафтопродуктів визначається через об'ємну вагу речовини, а для газів – через їхню стисливість, питому вагу, коефіцієнти перевантаження та тиску тощо. Температурні впливи визначаються фізико-механічними властивостями матеріалу труб (коефіцієнт лінійного розширення), температурними умовами та конструктивною схемою споруджуваного трубопроводу (коли фіксується розрахункова схема) та температурою навколишнього середовища, у якому експлуатується трубопровід в різні пори року (температурний перепад не менше: для підземних ділянок $\pm 40^{\circ}\text{C}$; для надземних частин $\pm 50^{\circ}\text{C}$).

Короткочасні тимчасові навантаження та впливи обумовлені передусім зовнішнім середовищем, зокрема сніговим навантаженням, ожеледицею або вітровим навантаженням. Тому найбільш застосовні такі навантаження для вивчення надземних ділянок трубопроводів. Обчислювані нормативні значення навантаження характеризуються високими коефіцієнтами перевантаження, які для снігового впливу мають показник 1,4, а для ожеледиці – 1,3 відповідно. Для встановлення вітрових нормативних навантажень важливо враховувати особливості конструктивного виконання трубопроводу та його розташування відносно вітрового потоку. Важливим є в'язкість повітря за заданої температури, частоти та форми власних коливань трубопроводу, зміни пульсації вітрового навантаження тощо. Тут коефіцієнт перевантаження від дії вітрового навантаження приймається рівним 1,2. До особливих короткочасних навантажень належать насамперед деформації ґрунту в місцях карсту, виробітки породи або зміна структури ґрунту [34, 35, 37].

Отримані значення робочих навантажень враховуються у виборі матеріалу проєктованого трубопроводу. Тут визначальними є розрахункові опори матеріалу

трубопроводів, які встановлюються на основі межі міцності (для розрахункового опору R_1) та межі текучості (для розрахункового опору R_2) матеріалу труб. Використовуються спеціальні коефіцієнти, що враховують умови роботи трубопроводу (від 0,6 до 0,9), а також коефіцієнти безпеки матеріалу та надійності, залежно від умов його прокладання, функціонального призначення та особливостей експлуатації [34, 35, 37].

Під час дослідження магістральних трубопроводів, що перебувають в експлуатації, доцільно враховувати можливість виникнення непередбачуваних навантажень, що обумовлені технологічними особливостями процесу спорудження трубопроводу, характерними конструктивними схемами трубопроводів, або впливом зовнішніх чинників. Особливо актуальним це питання є у разі надземних ділянок, коли матеріал труб та й сама конструкція можуть зазнавати більше впливів від зовнішніх чинників. Надземні переходи магістральних нафтогазових трубопроводів через різні перешкоди належать до високо відповідальних інженерних конструкцій. Згідно з вимогами правил технічної експлуатації магістральних газонафтопроводів [73, 146 – 149] потрібно регулярно обстежувати візуально надземні переходи та щорічно контролювати геодезичними методами просторове розташування характерних точок поздовжньої осі щодо оцінки їх технічного стану. Варто зазначити, що визначення НДС матеріалу труб є важливою складовою діагностування загального технічного стану надземних ділянок магістральних трубопроводів [71, 146, 148, 150], прогнозування міцності та довговічності їх лінійної частини [71, 151, 152], розв'язання питання можливості продовження безпечної експлуатації чи потреби проведення ремонтно-профілактичних заходів та їх конструктивної реалізації.

2.1.2 Вплив монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів у горах.

Окрім навантажень на трубопровід, що зумовлені внутрішнім тиском, вагою конструкції, транспортованого продукту тощо, можливе виникнення непередбачуваних впливів, особливо це стосується надземних ділянок. Причиною найчастіше є відхилення поздовжньої осі трубопроводу під час спорудження або

експлуатації, відносно проектного розташування. Якщо викривлена вісь ділянки трубопроводу є плоскою кривою, то така ділянка зазнає плоского згину і в її поперечних перерізах виникають два основні внутрішні силові фактори: поздовжня сила та згинальний момент. Що стосується поперечної сили, то під час аналізу напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів її впливами, як другорядного внутрішнього силового фактору, зазвичай нехтують [71]. У разі просторової ділянки у її поперечних перерізах також виникає крутний момент. З погляду розрахунку на міцність надземна ділянка магістрального трубопроводу інколи являє собою багатократно статично невизначувану систему. Тому визначення внутрішніх силових факторів пов'язано з розкриттям статичної невизначеності конструкції, що потребує розгляду геометричної суті задачі – деформацій осі трубопроводу як стержневої конструкції. Крім цього потрібно також враховувати взаємодію трубопроводу з ґрунтом на суміжних з надземним переходом підземних ділянках. Специфіка статичного розрахунку надземних трубопроводів визначається передусім особливостями конструктивних схем укладання й умов роботи та значною мірою залежить від наявності проміжних опор, компенсатора і труб великої кривини (відводів) [71].

Діючі в металі труб глобальні напруження визначаються за результатами обстежень та застосування розрахункових методів [71]. Під час натурних обстежень встановлюють фактичні довжини прогонів, стрілки прогину початково прямолінійних ділянок, товщини стінок труб та їх температури, твердість металу, навантаження на опори [71]. Приймають значення питомої ваги нафти, модуль пружності трубної сталі, питому вагу металу та коефіцієнт лінійного розширення від температури відповідно до обстежуваної ділянки [71]. Величина робочого тиску на контрольованій ділянці розраховується за результатами вимірювання тиску на сусідніх насосних станціях з урахуванням перепаду висот та гідравлічних втрат за довжиною. За температурний перепад приймається різниця між виміряною температурою труби і її температурою під час монтажу, яка встановлюється за журналами на виконання робіт на трасі: замикання зварних стиків та укладання суміжних з надземними переходами ділянок у траншею [71].

Як приклад непрогнозованого перевантаження надземної ділянки трубопроводу, розглянемо результати аналізу напружено-деформованого стану надземних переходів № 29 нафтопроводів «Дружба» через р. Оряву у Карпатах, що тривалий час експлуатувалися за непередбачених проєктом перевантажень опор [71]. Надземні переходи обох ниток нафтопроводів споруджено за балковою схемою з двома проміжними залізобетонними опорами, розташованими недалеко від країв переходу (рис. 2.1). На краях трубопроводу обпираються безпосередньо на ґрунт.



Рисунок 2.1 – Загальний вигляд надземних переходів № 29 нафтопроводів
«Дружба»

Правий берег річки – доволі стрімкий, відкритий, висотою близько 5 м. З цього боку траса перетинає невисокий пагорб, підходячи до ріки з нахилом близько 5° [71]. Згідно з проєктом ухил дна траншеї відносно горизонтальної надземної ділянки сягає 0,051. Лівий берег пологий з кутом підняття від ріки близько 2° , а ухил дна траншеї відповідно дорівнює 0,021. Перекриття обох ухилів запроєктовано пружним згином. Надземний перехід нафтопроводу «Дружба – 2» споруджено із безшовних труб 720×10 мм, сталь марки «Ц» ЧСР, робочий тиск 2 МПа. Згідно з сертифікатами на ці труби найменше значення границі текучості

дорівнює 370 МПа, а границі міцності – 510 МПа. Загальна довжина надземного трубопроводу $L=34,4\text{ м}$, а довжини прогонів (за течією нафти) відповідно $l_1=4\text{ м}$, $l_2=22,4\text{ м}$, $l_3=8\text{ м}$ [71].

Після тривалої експлуатації (33 роки) було виявлено руйнування залізобетонного ригеля та вузла його кріплення до стояка другої (за течією нафти) П-подібної залізобетонної опори (рис. 1.10, б), встановленої під час спорудження нафтопроводу “Дружба – 1” у 1961 році та укладанням на цю опору надземної ділянки нафтопроводу “Дружба – 2” у серпні 1969 року. Внаслідок цього руйнування утворився зазор між опорним столиком та низом труби нафтопроводу діаметром 529 мм, що призвело до збільшення прогону від 22 м до 30 м (8 м від опори до краю ґрунту плюс 1 м шпори між дном траншеї і низом труби). Трубопровід діаметром 720 мм ще частково підтримувався зруйнованим опорним вузлом [71].

Аналіз результатів візуальних обстежень та вимірювання висотних поміток верхньої твірної обох надземних трубопроводів дав змогу сформулювати висновки [71]. Зокрема головною причиною руйнування несучих елементів опор надземних переходів стало їх перевантаження пружним згином труби у вертикальній площині під час спорудження нафтопроводу “Дружба – 2” внаслідок перевищення опорних точок відносно проєктного положення [71]. На такий фактор вказує особливість руйнування опорних вузлів, де відбулося зміщення вниз опорного столика трубопроводу “Дружба – 2” (діаметр 720 мм) відносно початкового після монтажного положення, приблизно на 180 мм [71].

Руйнування опори відбувалося упродовж тривалого часу внаслідок поступового розвитку тріщин і було започатковане розривом зварних швів, виконаних з кутника оголовків стояків, до яких було приварено опорні плити столиків надземних трубопроводів. Поступове підростання тріщин можна пояснити сезонними змінами температури труб із збільшенням діючого на опору навантаження за екстремальних температур, особливо під час зупинки перекачування нафти [71].

Наявне за першою опорою в надземному трубопроводі діаметром 720 мм його викривлення опуклістю вверх вказувало на істотне перевантаження також першої опори, яке призвело через два тижні до початку руйнування консольного виступу правого за ходом нафти залізобетонного стояка цієї опори.

Для відновлення несучої здатності опор верхні частини залізобетонних стояків облицьовано листовим металом завтовшки 12 мм, зруйнований залізобетонний ригель замінено металевим із труби і швелера зі зміщеним вниз щодо попереднього розташування залізобетонного ригеля (рис. 2.2), що дало змогу значно зменшити робочі навантаження на опори [71].



Рисунок 2.2 – Загальний вигляд першої (за течією нафти) опори після ремонту

За результатами вимірювань навантаження на ригель першої і другої опори трубопроводу “Дружба -2” відповідно сягали 90,5 кН і 99,0 кН [71]. Порівняння основних параметрів надземного переходу нафтопроводу «Дружба – 2» до руйнування опор та після ремонту наведено у табл. 2.1, а відповідні епюри зігнутої осі другого прогону показано на рис. 2.3 [71].

Також табл.2.1 містить результати розрахунків для раціонального варіанту, що відповідає рівності найбільших значень згинальних напружень у опорних перерізах і посередині другого прогону та відсутності пружного згину труб на суміжних підземних ділянках [71].

Таблиця 2.1 – Результати розрахунку надземної ділянки трубопроводу

Стан	Опорні зусилля, кН		Перевищення на опорах, мм		Стріла прогину, мм		Напруження, МПа	Положення небезпеч. перерізу
	R_I	R_{II}	Δ_I	Δ_{II}	Розрах	Факт.	$\max \sigma_{\Sigma}$	
До руйнув. опор	121,6	225,1	90	219	-72	-	194,4	II опора
Після ремонту	90,5	99,0	11	9	6	-18	90,2	I опора
Раціональний	93,1	89,9	-6	-8	26	-	43,6	I, II опори

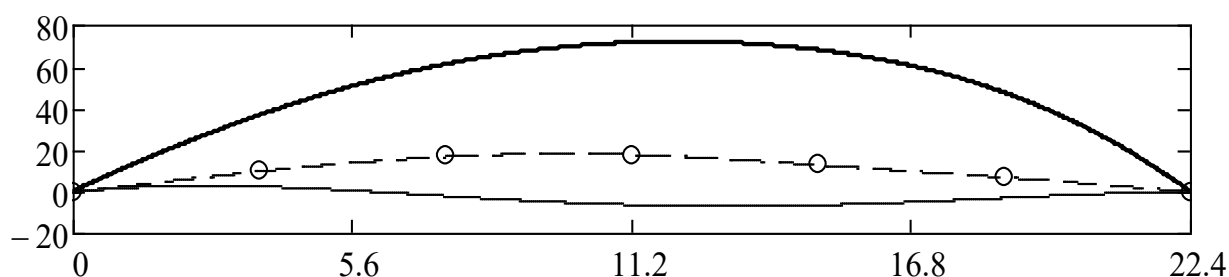


Рисунок 2.3 – Епюра зігнутої осі у вертикальній площині другого прогону надземного переходу нафтопроводу “Дружба – 2”: точки – експериментальні дані; суцільні лінії за результатами розрахунків: товста – до руйнування, тонка – після ремонту

Аналізуючи отримані результати (табл. 2.1, рис. 2.3) бачимо, що важливим визначальним параметром напруженого стану надземного переходу з двома проміжними опорами та відсутністю гнутих елементів на другому прогоні є стріла прогину цього прогону. Зазначимо, що згідно з проектом другий прогін розглядуваного переходу є прямолінійним.

Раціональному технічному стану такого надземного переходу характерна порівняно невелика стріла прогину вниз та достатньо невеликі значення максимальних згинальних напружень. Опуклість зігнутої осі початково прямолінійного другого прогону вверх свідчить про перевантаження опор та перенапруження трубопроводу в опорних перерізах. Максимальні згинальні напруження до початку руйнування опорних вузлів у 4,46 разів більші від їх

значень порівняно з раціональним варіантом, після реконструкції вони зменшилися в 2,15 разів [71].

Розбіжність між експериментальними та розрахунковими значеннями прогинів на другому прогоні після ремонту (рис. 2.3) можна пояснити початковими відхиленнями від прямої лінії, пов'язаними з виконанням монтажних зварних стиків, а також з явищем повзучості, спричиненим тривалою дією високих рівнів згинальних напружень. Труби, з яких споруджено нафтопровід, мають гофроподібний характер з глибиною впадин до 2 мм. За результатами обстежень на деяких надземних переходах такого типу з двома проміжними опорами та початково прямолінійним, згідно з проєктом, другим прогоном, також наявні значні від'ємні стріли прогину (100 – 200 мм), а визначені з їх урахуванням максимальні розрахункові сумарні поздовжні розтягальні напруження близькі за значеннями до мінімальної границі текучості. Проте незважаючи на довготривалу експлуатацію нафтопроводу (42 роки) ознак руйнування опорних вузлів тут не виявлено [71]. Також розташуванням значної частини опорного столика безпосередньо над стояком (рис. 2.4) і відповідно опорний вузол ригеля зазнає значно менших навантажень порівняно з розташуванням столика лише над ригелем [71].



Рисунок 2.4 – Загальний вигляд опорного вузла нафтопроводу $D = 720$ мм з обпиранням столика на стояк і ригель

Отже наявний монтажний пружний згин трубопроводу у вертикальній площині на окремих надземних переходах нафтопроводу “Дружба – 2”, що пов'язаний з істотним перевищенням опорних точок від проєктного, спричинює значне перевантаження опор та перенапруження труб в опорних перерізах.

2.1.3 Напружено-деформований стан надземного балкового переходу в кожусі магістрального нафтопроводу [73]. Ураховуючи підвищений ризик виникнення аварійно-небезпечних ситуацій у гірській місцевості для перетину магістральними трубопроводами глибоких ярів, ущелин використовують конструктивні схеми балкових переходів у несівних кожухах [73].

За такої конструктивної схеми надземних трубопроводів робочий трубопровід міститься у кожусі, виконаному із труб більшого діаметру (рис. 2.5), кінці якого опираються на опори, або спеціальні бетонні плити з сідловинами, або безпосередньо на ґрунт. Поперечне навантаження від трубопроводу передається на кожух через встановлені з певним кроком ізоляційні кільця. Це дає змогу значно збільшувати довжину прогонів надземних трубопроводів завдяки збільшенню жорсткості перерізу під час згинання такої складеної балки та у разі розгерметизації основної труби відводити транспортований продукт за межі перешкоди.



Рисунок 2.5 – Типовий надземний балковий перехід у кожусі

Для діагностування технічного стану надземних переходів важливе значення має достовірне визначення напружень, які виникають у їх конструктивних елементах під час експлуатації. Рівень напружень є основним чинником, що визначає запас міцності конструкції та дає змогу раціонально керувати процесом експлуатації, правильно спланувати терміни виконання профілактичних ремонтних робіт. Проблеми визначення напружено-деформованого стану надземних балкових трубопроводів без несівних кожухів доволі повно вивчені у працях [73, 86, 87]. Нижче розвинуто подано методику розрахунку напружено-деформованого стану надземного балкового переходу магістрального трубопроводу з застосуванням несівного кожуха.

Розрахункову схему надземного трубопроводу вибирають у вигляді балки, що складається з кожуха і розташованого в ньому робочого трубопроводу. Така складена балка опирається на кінцях кожуха на пружні опори і взаємодіє з півнескінченими балками меншої жорсткості (робочий трубопровід) на пружній основі. Складена балка перебуває під дією рівномірно розподіленого навантаження [73]:

$$q = q_{тр} + q_{пр} + q_{кж} + q_{кл}, \quad (2.1)$$

де $q_{тр}$ – вага одиниці довжини трубопроводу; $q_{пр}$ – вага продукту в одиниці довжини трубопроводу; $q_{кж}$ – вага одиниці довжини кожуха, $q_{кл}$ – вага опорних кілець зведена до одиниці довжини балки ($q_{кл} = \frac{Pn}{L}$, P – вага одного кільця, n – кількість кілець, L – довжина балки, що дорівнює довжині кожуха)

Оскільки зміщення центра ваги поперечного перерізу основної труби від центра ваги поперечного перерізу кожуха незначне, то з достатньою для практики точністю можна прийняти, що обидві труби мають спільну зігнуту вісь та відповідно однакову кривину. У цьому разі осьовий момент інерції складеної балки буде дорівнювати сумі осьових моментів інерції обох труб, $I = I_{тр} + I_{кж}$, де $I_{тр}$ – осьовий момент інерції трубопроводу, $I_{кж}$ – осьовий момент інерції захисного

кожуха. З умови рівності кривин кожуха і основного трубопроводу з однаковим модулем пружності маємо таке [73]:

$$\frac{M_{mp}}{M_{кж}} = \frac{I_{mp}}{I_{кж}}, \quad (2.2)$$

де M_{mp} – значення згинального моменту в поперечному перерізі трубопроводу, $M_{кж}$ – значення M_{mp} – значення згинального моменту в поперечному перерізі кожуха.

Згинальний момент в поперечному перерізі складеної балки [73]:

$$M = M_{mp} + M_{кж}. \quad (2.3)$$

З виразів (2.2) та (2.3) знаходимо згинальні моменти магістрального трубопроводу і кожуха:

$$M_{mp} = \frac{M}{1 + \frac{I_{кж}}{I_{mp}}}; \quad M_{кж} = \frac{M}{1 + \frac{I_{mp}}{I_{кж}}}. \quad (2.4)$$

Максимальні згинальні напруження в елементах складеної балки:

$$(\sigma_{\max})_{mp} = \frac{M_{mp}}{w_{mp}}; \quad (\sigma_{\max})_{кж} = \frac{M_{кж}}{w_{кж}}, \quad (2.5)$$

де w_{mp} , $w_{кж}$ – відповідно осьовий момент опору трубопроводу і кожуха.

Отже розрахунок надземного переходу трубопроводу в кожусі на згин зводиться до визначення згинальних моментів складеної балки.

На основі викладеного підходу виконано оцінку міцності надземного переходу в кожусі магістрального нафтопроводу через Чудилів струмок у Карпатах після проведення реконструкції (рис.2.6).

Надземні переходи нафтопроводів «Дружба - 1» та «Дружба - 2» початково було споруджено над глибокою ущелиною недалеко від правого берега р. Опір в зоні нестабільних ґрунтів. Як наслідок, він зазнавав впливів зміщень ґрунту на прилеглих підземних ділянках (рис.2.6, а). Для відновлення роботоздатності надземної ділянки нафтопроводу «Дружба - 1» діаметром 530 мм було споруджено новий надземний перехід за схемою труба в трубі (рис. 2.6, б).



а)



б)

Рисунок 2.6 – Загальний вигляд надземного переходу в кожусі магістрального нафтопроводу через Чудилів струмок у Карпатах: а) надземна ділянка до реконструкції; б) етапи спорудження надземної ділянки

Розрахункову схему надземної конструкції (рис. 2.7, а, б) вибрано у вигляді двопрогової шарнірно опертої на краях балки, вважаючи прогини в цих точках рівними нулю. Дію відкинутих суміжних підземних ділянок заміняємо поперечними силами Q_0, Q_L та згинальними моментами M_0, M_L .



Початок координат вибираємо на лівій опорі. Прогини $w(x)$ вважаємо додатними, якщо точки осі балки переміщаються вгору. Для розкриття статичної невизначеності системи використано універсальне рівняння пружної лінії балки [153] та рівняння переміщень для трьох характерних точок, для яких значення прогинів встановлено за результатами натурних вимірювань:

$$1) w(x_0) = w_{x_0}; 2) w(a) = w_a; 3) w(L) = 0. \quad (2.6)$$

Кут повороту на початку координат Θ_0 так також визначається за результатами натурних вимірювань.

На рис.2.8 точками показано експериментальні значення прогинів балки у окремих перерізах (на кільцевих зварних швах) щодо крайніх точок [73]. Криву зігнутої осі балки побудовано за поліномом четвертого ступеня, що апроксимує результати вимірювань прогинів за способом найменших квадратів:

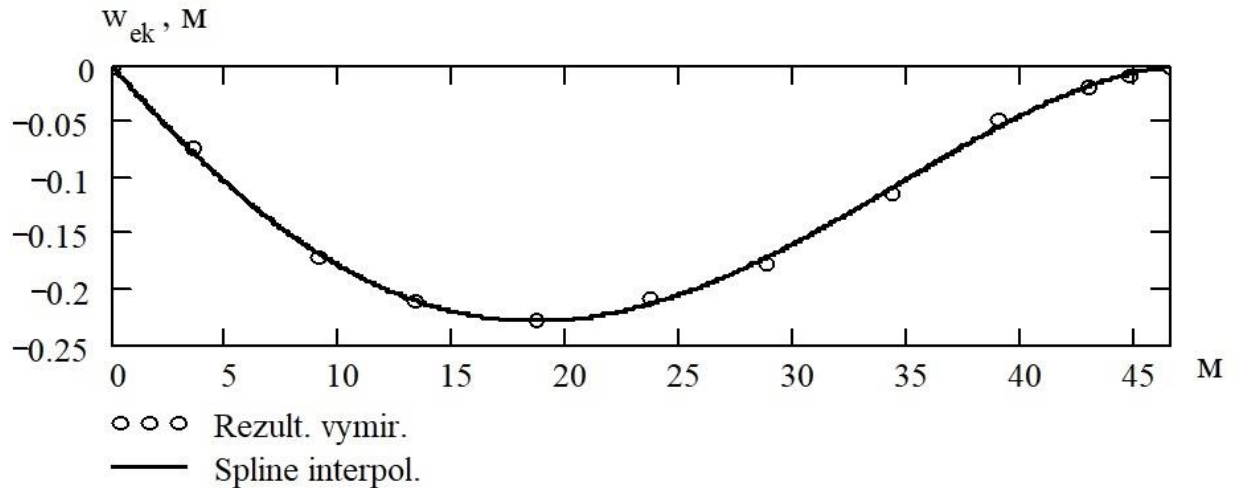
$$w_{ek}(x) = -0.0227x + 4.283 \cdot 10^{-4}x^2 + 1.217 \cdot 10^{-5}x^3 - 2.34 \cdot 10^{-7}x^4.$$


Рисунок 2.8 – Експериментальна епюра прогинів надземної ділянки магістрального трубопроводу

Повні згинальні моменти, що виникають у поперечних перерізах складеної балки, знайдено за такими вихідними даними: $l = 46,5 \text{ м}$; $a = 39,0 \text{ м}$; $b = 7,5 \text{ м}$; $a_0 = 18,7 \text{ м}$; $E = 2,06 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; $q = 6,2 \text{ кН/м}$; $\Theta_0 = -0.027 \text{ рад}$; $w_{x_0} = -0.224 \text{ м}$; $w_a = -0.054 \text{ м}$.

Розміри балкової конструкції переходу встановлено за результатами вимірювань під час натурних обстежень. Епюра повних згинальних моментів показана на рис.2.7, в. Максимальний згинальний момент виникає на відстані $x_m = 13,03 \text{ м}$ від початку координат; $M_{\max} = 1,473 \text{ МНм}$.

Згідно з виразами (2.4) встановлено, що 89,7 % значення повного моменту припадає на кожух та 10,3 % – на робочий трубопровід і відповідно $(M_{\max})_{\text{кж}} = 1,322 \text{ МНм}$; $(M_{\max})_{\text{тр}} = 0,151 \text{ МНм}$. Знайдені за формулами (2.5) визначено, що найбільші згинальні напруження у цьому небезпечному перерізі $(\sigma_{\max})_{\text{кж}} = 139,7 \text{ МПа}$; $(\sigma_{\max})_{\text{тр}} = 72,6 \text{ МПа}$.

В поперечних перерізах основного трубопроводу, крім напружень згину, виникають так же осьові напруження σ_N , пов'язані з поздовжньою силою від дії внутрішнього тиску p та змінами температури Δt . Вважаючи, в запас міцності, що трубопровід працює в умовах плоскої деформації, знаходимо $\sigma_N = \mu \frac{pD_{\text{вн}}}{2\delta} - \alpha \Delta t E = 34,3 \text{ МПа}$, де $\mu = 0,3$ – коефіцієнт Пуассона металу труб; $p = 2,54 \text{ МПа}$ – робочий тиск у трубопроводі; $D_{\text{вн}} = 510 \text{ мм}$ – внутрішній діаметр трубопроводу; $\delta = 10 \text{ мм}$ – товщина стінки; $\alpha = 1,2 \cdot 10^{-5} 1/^{\circ}\text{C}$ – коефіцієнт лінійного температурного розширення металу; $\Delta t = -6^{\circ}\text{C}$ – температурний перепад. Отже максимальне сумарне поздовжнє розтягальне напруження в трубопроводі $(\sigma_{\max})_{\text{сум}} = 106,9 \text{ МПа}$ і згідно з рекомендаціями спеціальної літератури [34, 73] коефіцієнт запасу міцності щодо нормативного значення границі текучості $\sigma_T = 353 \text{ МПа}$ (матеріал труб сталь 17 ГС) $k_T = \frac{\sigma_T}{(\sigma_{\max})_{\text{сум}}} = 3,30$. Оскільки кожух зазнає згину, то його коефіцієнт запасу щодо границі текучості залежить від значення максимальних згинальних напружень і відповідно $(k_T)_{\text{кж}} = \frac{\sigma_T}{(\sigma_{\max})_{\text{кж}}} = 2,54$.

Для оцінки достовірності запропонованої методики розрахунку в табл. 2.2 наведено порівняння у контрольних точках розрахункових значень прогинів з експериментальними [73]. Отже, розрахункові і експериментальні значення

прогинів добре узгоджуються між собою. Найбільша розбіжність сягає 8,0 %, що підтверджує коректність побудованої розрахункової моделі.

Таблиця 2.2 – Результати порівняння значень розрахункових та експериментальними прогинів у контрольних точках

$x, м$	0	3,48	9,05	13,3	18,7	23,61	28,77	34,22	39,0	42,92	44,67	46,5
$w, мм$	0	-73	-163	-205	-224	-210	-170	-109	-54	-17	-7	0
$w_{ek}, мм$	0	-68	-168	-205	-224	-205	-173	-111	-50	-18	-7	0

На рис. 2.7, г показано епюру згинальних моментів у надземному переході та суміжних з ним підземних ділянках у разі раціонального висотного положення проміжної опори та відсутності додаткових навантажень на трубопровідну конструкцію, пов'язаних з її монтажем. Епюру побудовано за результатами розрахунків методом одновимірних скінчених елементів.

Взаємодію кожуха і трубопроводу з ґрунтом враховано за значень узагальненого коефіцієнта опору ґрунту: поздовжнім переміщенням – $c_{x0} = 3 \text{ МПа} / \text{м}$, поперечним переміщенням – $c_{y0} = 10 \text{ МПа} / \text{м}$.

Раціональне висотне розташування проміжної опори знайдено з умови рівності найбільших за абсолютною величиною згинальних моментів на першому прогоні і над цією опорою. У цьому разі зміщення проміжної опори вниз щодо прямої, проведеної через крайні точки дна траншей – 19 мм, а найбільший повний згинальний момент в складеній балці виникає на відстані $x_m = 18,1 \text{ м}$ від краю ґрунту і дорівнює $0,691 \text{ МНм}$ (рис. 2.7, г)), що у 2,13 рази менше від значення, отриманого розрахунком за виміряними прогинами. Запаси міцності кожуха і трубопроводу відповідно дорівнюють 5,13 і 5,16.

Отже перерозподіл згинальних моментів у балковій конструкції під час спорудження переходу призвів до зменшення запасу її міцності порівняно з раціональним положенням, що характерно для трубопроводів, укладених в горах.

2.1.4 Міцність двопрогенового балкового переходу трубопроводу за різної жорсткості ґрунту [86, 87]. В основу математичної моделі покладено розрахункову схему, згідно з якою надземний трубопровід вважається багатопрогеновою балкою-оболонкою з недеформованим контуром поперечного перерізу, що перебуває під дією внутрішнього тиску, поперечних зосереджених сил і розподіленого навантаження та осьової еквівалентної сили. Взаємодію труби з ґрунтом на прилеглих до надземного переходу ділянках представлено за допомогою моделі ідеального пружнопластичного тіла. Дослідження виконано на прикладі двопрогонного балкового переходу магістрального трубопроводу завдовжки 46 м з однаковою довжиною прогонів та типорозміром труб 720×10 мм. Фізико-механічні властивості матеріалу труб відповідно до рекомендацій [34, 35, 86, 87] прийнято такі: $\sigma_B = 490$ МПа; $\sigma_{0,2} = 343$ МПа; $\delta_5 = 21$ %; густина $\rho = 7850$ кг/м³, модуль пружності $E = 206000$ МПа, коефіцієнт температурного розширення $\alpha_t = 1,2 \cdot 10^{-5}$ 1/°C та коефіцієнт Пуасона $\nu = 0,3$.

Розрахункова схема показана на рис.2.9. Тут розглянуто пружно закріплену на краях балку із проміжною опорою посередині. Крайні ґрунтові опори допускають вертикальні переміщення труби (Δ_1), а також кути повороту поперечних перерізів.

Надземна ділянка трубопроводу перебуває під дією рівномірно розподіленого навантаження q від ваги нафти (густина $\rho_n = 895$ кг/м³) і матеріалу труб та осьової еквівалентної сили, яка враховує вплив внутрішнього тиску, і зміни температури [86, 87].

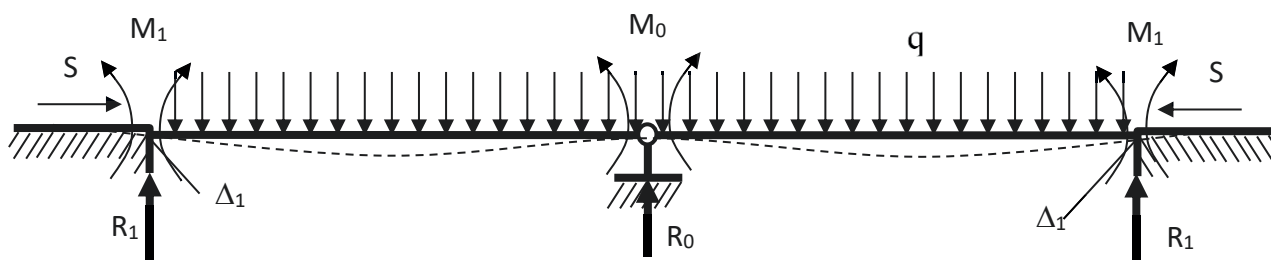


Рисунок 2.9 – Розрахункова схема балкового переходу

Осьова еквівалентна сила (S) вважається сталою за довжиною та позитивною у разі стиску. Внаслідок цього виникають реакції ґрунтових опор на краях (R_1) та проміжній опорі (R_0), а також моменти M_1 та M_0 [86, 87].

Жорстка та пружна взаємодія з ґрунтом. Характерною особливістю роботи надземного трубопровідного переходу, як балкової конструкції, є його взаємодія з прилеглими до нього підземними ділянками. Найчастіше надземні балкові переходи магістральних трубопроводів не мають жорсткого закріплення, а опираються на ґрунтову основу (дно траншеї). Відповідно до робіт [80, 81, 154] з невеликими поперечними переміщеннями трубопроводу на суміжних з надземним переходом підземних ділянках їх можна вважати напівнескінченими балками на пружній основі.

У табл. 2.3 наведено результати обчислень основних параметрів, що характеризують напружено-деформований стан надземного трубопроводу для відповідності висотного розташування проміжної опори рівню дна траншеї ($\Delta_0=0$ мм) та коли $S = 0$ [86, 87].

Таблиця 2.3 – Зусилля та переміщення у надземному трубопроводі для різних властивостей ґрунтів ($S = 0$)

Коефіцієнт постелі ґрунту, (k_0), МН/м ³	Реакції, КН		Момент, КН·м		Прогин на краю ґрунту (Δ_1), мм
	на краю ґрунту (R_1)	на проміжній опорі (R_0)	на краю ґрунту (M_1)	на проміжній опорі (M_0)	
1	43,8	151,4	- 5,7	- 372,9	- 19,6
5	48,9	141,2	- 71,7	- 321,9	- 8,63
10	50,6	137,9	- 94,8	- 306,0	- 6,02
20	52,4	134,1	- 120,7	- 289,3	- 3,73
50	53,6	131,8	- 137,2	- 279,2	- 2,59
100	54,6	129,9	- 151,3	- 270,8	- 1,8
200	55,4	128,2	- 163,4	- 263,9	- 1,26
∞	59,75	119,5	- 229,0	- 229,0	0,0

Отже внаслідок пружної взаємодії ґрунту та труби спостерігається зменшення навантаження по краях труби та відповідне його зростання на центральну опору. Ця зміна пропорційна до зменшення коефіцієнта постелі ґрунту [155]. Аналогічно зростають переміщення крайніх опор та перерозподіл згинальних моментів. Такі ж результати отримано після розв'язання тестової задачі [156] та на підставі експериментальних вимірювань величини реакції проміжної опори в польових умовах.

Вертикальні переміщення проміжної опори. Аналіз наведених у табл. 2.3 результатів показує, що завдяки регулюванню висотного розташування проміжних опор можна досягнути мінімальних згинальних моментів у трубопроводі, а отже, найбільших поздовжніх напружень у небезпечних перерізах надземної частини та прилеглих підземних ділянок [86, 87]. Тому було виконано відповідні числові дослідження (табл. 2.4), що ґрунтуються на умові рівності найбільших значень згинальних моментів на надземній частині (над проміжною опорою) – M_0 та суміжних підземних ділянках ($M_{1 \max}$) на деякій відстані (x_0).

Таблиця 2.4 – Результати розрахунку надземного переходу для раціонального положення проміжної опори ($S = 0$)

k_0 , МН/м ³	Δ_0 , мм	R_0 , КН	M_0 , КН·м	R_1 , КН	M_1 , КН·м	x_0 , м	$M_{1 \max}$, КН·м	σ , МПа
1	-91,0	126,9	-192,8	56,1	-108,0	3,52	-192,7	-49,3
5	-52,2	123,4	-200,4	57,8	-155,4	1,76	-200,4	-51,3
10	-41,8	122,4	-203,6	58,3	-169,7	1,29	-203,6	-52,1
20	-31,5	121,5	-207,5	58,8	-184,6	0,85	-207,5	-53,1
50	-25,7	120,9	-210,2	59,0	-193,4	0,62	-210,2	-53,8
100	-21,0	120,6	-212,7	59,2	-200,3	0,45	-212,6	-54,4
200	-17,2	120,3	-214,8	59,4	-205,8	0,32	-214,8	-54,9
∞	0	119,5	-229,0	59,7	-229,0	0	-229,0	-58,6

Встановлено, що зміщення проміжної опори (Δ_0) вниз призводить до перерозподілу згинальних моментів у вказаних перерізах: M_0 – зменшується, а $M_{1\max}$ – збільшується. Величині зміщення Δ_0 у табл. 2.4 відповідає мінімальне значення найбільшого згинального моменту в трубопроводі. Таке положення проміжної опори можна вважати оптимальним, оскільки йому буде відповідати найменше значення напружень згину, від яких значною мірою залежить запас міцності надземних балкових переходів [86, 87].

Аналіз табл. 2.3 та табл.2.4 свідчить, що для ґрунтів середньої щільності ($k_0 = 5 \dots 20 \text{ МН/м}^3$) завдяки висотному регулюванню проміжної опори можна досягти зменшення на 15 – 20 % сприймаюче нею навантаження [86, 87]. Також істотно зменшується значення максимального згинального моменту, що виникає над проміжною опорою, яке для таких ґрунтів сягає від 40 до 60 %. Епюра згинальних моментів в балковому переході для ґрунту з коефіцієнтом постелі $k_0 = 10 \text{ МН/м}^3$ показана на рис. 2.10.

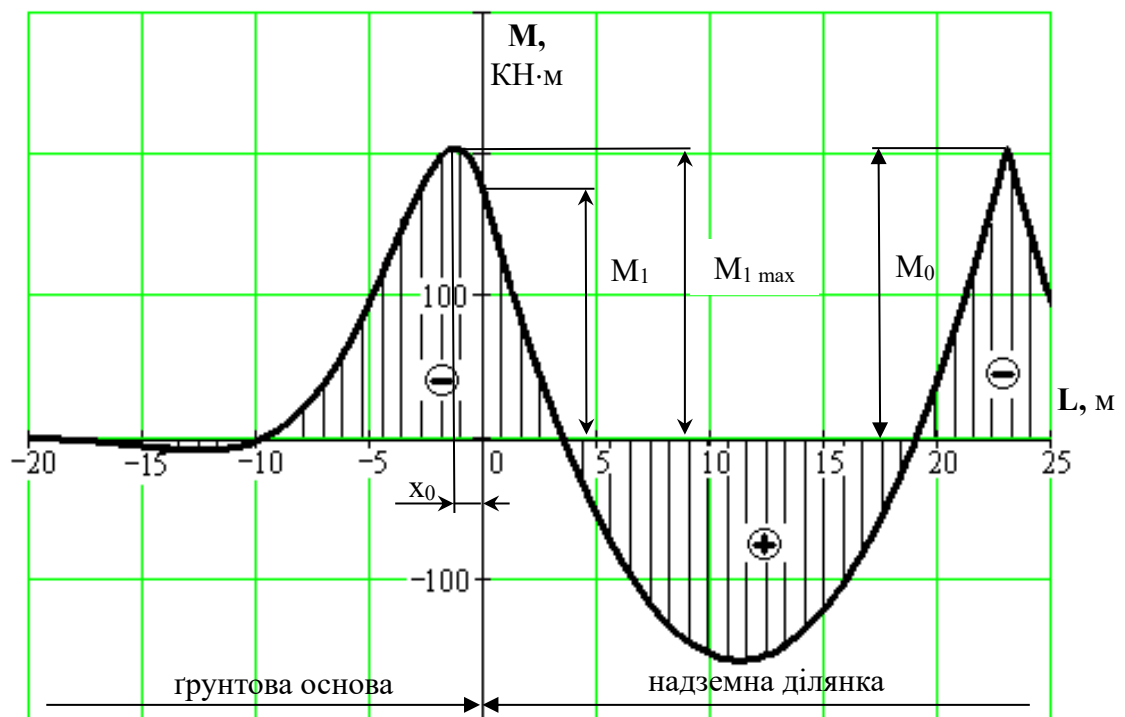


Рисунок 2.10 – Епюра згинальних моментів балкового переходу

Враховуючи симетрію конструкції надземної ділянки (балкового переходу) магістрального нафтопроводу, на рис. 2.10 показано лише її половина. Отже, епюра

згинальних моментів на підземній ділянці розрахункової схеми має хвилястий характер, що згасає з віддаленням від краю ґрунту. Найбільший згинальний момент виникає на першій півхвилі ($M_{1 \max} = -203,6 \text{ КН}\cdot\text{м}$) на деякій відстані від краю ґрунту ($x_0 = 9,5 \text{ м}$). На другій півхвилі величина максимального моменту не перевищує $10 \text{ КН}\cdot\text{м}$.

Вплив осьової стискальної сили. Як відомо [86, 87], у трубопроводі, що перебуває під внутрішнім тиском (p), та за наявності позитивного температурного перепаду (Δt) у його поперечних перерізах виникає поздовжня стискальна сила. Вона діє сумісно з поперечним ваговим навантаженням та викликає поздовжньо-поперечний згин надземного трубопроводу.

У зв'язку з цим було виконано числові дослідження впливу осьової еквівалентної сили (S) на раціональне висотне розташування проміжної опори та на напружено-деформований стан балкового переходу (табл.2.5) [86, 87].

Таблиця 2.5 – Зусилля та напруження у балковому переході магістрального нафтопроводу під час експлуатації

k_0 , МН/м ³	Δ_0 , мм	R_0 , КН	M_0 , КН·м	R_1 , КН	M_1 , КН·м	x_0 , м	S , МН	σ_Σ , МПа
1	-103,2	139,8	-226,0	49,7	-162,9	2,89	2,41	-78,5
5	-59,2	132,4	-231,4	53,4	-195,7	1,49	2,42	-80,4
10	-47,1	130,0	-233,2	54,6	-205,8	1,11	2,43	-81,0
20	-35,3	127,6	-235,4	55,8	-216,5	0,74	2,43	-81,6
50	-28,5	126,1	-236,9	56,5	-222,6	0,54	2,43	-82,1
100	-23,3	124,9	-238,2	57,1	-227,7	0,40	2,43	-82,5
200	-19,0	124,0	-239,4	57,6	-231,5	0,29	2,43	-82,8
∞	0,0	119,6	-247,8	59,8	-247,8	0	2,43	-85,0

У табл. 2.5 подано результати розрахунків також за умови $M_0 = M_{1 \max}$, коли $p = 5 \text{ МПа}$, а $\Delta t = 30^\circ\text{C}$. Тут показано реакції опор (R_0, R_1), опорні моменти (M_0, M_1),

поздовжня стискальна сила (S) та найбільші сумарні поздовжні стискальні напруження (σ_Σ), які діють у трубопроводі [86, 87].

Порівняння наведених у табл. 2.4 та 2.5 розрахункових даних показує, що наявність внутрішнього тиску та температурного перепаду призводять до зростання навантажень на трубопровід. За раціонального положення проміжної опори для ґрунтів середньої щільності поздовжня стискальна сила призводить до збільшення максимального згинального моменту до 15 %. Величина опускання проміжної опори зростає на 10 – 12 %, а небезпечний переріз на підземній ділянці, де виникає найбільший згинальний момент, зміщується у бік краю ґрунту [86, 87].

2.2 Вплив експлуатаційних параметрів ГТС на характер навантаження

Відомо [38, 144, 145, 157 – 159], що в реальних умовах експлуатації магістральних трубопроводів можливе виникнення коливань робочого тиску газу, що обумовлено низкою технологічних факторів під час реалізації транспортувальних операцій. Також багато авторів розглядало ці питання в розрізі втомних навантажень на трубні матеріали без низькотемпературних перетворень за наявності залишкових напружень, або агресивного середовища [16, 29, 10 – 103]. Однак, комплексне дослідження втомних навантажень на трубні матеріали підвищеної міцності за різних типів зварних швів ще не розкрито повністю. Тому важливим питанням є вивчити характерні причини зародження втомних навантажень в трубопроводах та їх характеристики. Ідеться передусім про коливання тиску транспортованого газу, коли найтиповішими причинами є такі:

- зміна тиску транспортованого газу;
- наявність трасового відбору газу;
- змінні трасові координати відбору газу відносно початку системи;
- змінна величина об'єму трасового відбору газу;
- відмінності в кількості одночасно працюючих компресорних станцій відносно встановлених згідно з проєктом тощо.

Усі ці фактори призводять до створення додаткового навантаження на стінки трубопроводу та можуть бути однією з причин зародження та розвитку втомних дефектів. Особливо це актуально щодо тривалоексплуатованих ділянок, коли дефекти матеріалу часто присутні, а втомні навантаження прискорюють їхній розвиток. Окремо належить виділити ділянки трубопроводу із потенційно схильними місцями до пошкодження матеріалу труб, а саме зварні з'єднання. Тут присутні структурно-фазові зміни, а також залишкові напруження, які додатково діють на стінки дефекту. Особливо є небезпечні дефекти, які стосуються розтягальних напружень. Вони прискорюють руйнування матеріалу та обумовлюють зменшення його довговічності.

Для розглянутого випадку коливань тиску транспортованого газу варто виділити такі важливі параметри нестационарного процесу як амплітуда коливань, частота та загальна тривалість протікання такого процесу. Ці параметри можуть мати різну величину залежно від факторів, що обумовили коливання тиску. Як наслідок, тривалість нестационарного процесу та його поширення в трубопровідній системі також будуть відрізнятися залежно від причин виникнення коливань тиску газу. На підставі аналізу літературних даних [38, 144, 145, 157 – 159], можна визначити характерні амплітудно-частотні ділянки спостережуваної області нестационарного процесу в магістральному газопроводі, які обумовлені різними технологічними або експлуатаційними чинниками для конкретного випадку:

- високочастотна ділянку в діапазоні від 0,4 Гц до 4,0 Гц та обумовлена стрибкоподібною зміною тиску або витратами газу в конкретному місці лінійної частини газопроводу. Тут амплітуда коливань, які поширюються зі швидкістю звуку, може сягати до 1,0 МПа;

- середньочастотна ділянка (від 0,5 Гц до 10 Гц), що спостерігається з плавною зміною тиску газу в часі. Зменшення амплітуди гармонічних коливань тиску газу з часом відбувається повільніше порівняно із високочастотною ділянкою;

- низькочастотна ділянка в межах від 10^{-5} Гц до 0,5 Гц, характерна для добових коливань тиску газу та залежить від величини гідравлічного опору магістрального трубопроводу.

Утім зазначені коливання можуть бути на стільки значними, що можуть перевищувати допустиму величину тиску газу в трубопровідній системі. Особливо актуальним це є для високочастотних коливань, коли спрогнозувати такий процес складно, а наслідки можуть бути причиною крихкого руйнування матеріалу. Найчастіше такий стрибкоподібний характер зміни тиску газу можна спостерігати у разі недостатнього заповнення газопроводу та відбору деяких об'ємів.

Для вивчення амплітудно-частотних характеристик означених нестационарних процесів у літературі [38, 144, 145, 157 – 159] подана відповідна математична модель, що враховує характеристики зміни параметра продуктивності газопроводу у разі його неповного завантаження. Вона ґрунтується на підходах до опису одномірного руху газу в трубопроводі у разі нестационарного ізотермічного процесу. Тут розглянута система рівнянь, що враховують не лише тертя, сили інерції та характеристики висотного положення (перепадів висот) трубопроводу, а також баланс газу в системі. Щодо граничних та початкових умов, то прийнято, що початково система транспортування газу функціонувала в стаціонарному режимі із параболічним розподілом тиску газу за довжиною газопроводу. Відповідно зміна тиску газу призводить до зміни продуктивності системи упродовж встановленого часу.

Отриманий розв'язок математичної моделі методом Фур'є, що дає змогу визначати тиск газу ($P(x,t)$) із заданою лінійною координатою (x) та часом (t), а також масовою продуктивністю газопроводу на його початку (Q_0) та кінці (Q_L) подано рівнянням [38, 144, 145, 157 – 159]:

$$P(x,t) = \frac{\lambda \rho w}{2dF^2} x(Q_0 - \frac{Q_0 - Q_L}{2L} x) + \frac{2}{L} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \sqrt{P_H^2 - (P_H^2 - P_K^2)x/L} \cos \frac{\pi n x}{L} dx - \frac{\lambda w}{\pi n F} [Q_0(1 - (-1)^n)] - \right. \\ \left. - \frac{1}{2\pi n} (Q_0 - Q_L)(-1)^n \right\} \exp\left(-\frac{\lambda w}{4d} t\right) \sin\left[\frac{\lambda w}{4d} t \sqrt{\left(\frac{4\pi m c d}{\lambda w}\right)^2 - 1}\right] \cos \frac{\pi n x}{L} \quad (2.7)$$

Тут використано позначення для геометричних характеристик розглянутого газопроводу та параметрів транспортованого газу, згідно з даними [38, 144, 145, 157

– 159]: L – довжина газопроводу; P_H , P_K – початковий та кінцевий тиски в газопроводі, відповідно; ω , λ , ρ – лінійна швидкість, коефіцієнт гідравлічного опору та густина газу відповідно; $F = \pi D^2/4$ – площа поперечного перерізу трубопроводу, де D – діаметр трубопроводу; α – коефіцієнт Коріоліса потоку.

Застосовуючи рівняння (2.7) було проведено аналіз впливу тиску газу, величини відбору та координати розташування точки відбору на параметри амплітудно-частотних характеристики відповідно до умов експлуатації магістрального газопроводу. Окрім отриманих числових результатів, використано графічні залежності параметрів, що подані в додатку Б.

З огляду на те, що початкова ділянка газопроводу є найбільш навантаженою абсолютними тисками газу, то доцільно виконувати аналіз нестационарних процесів саме для неї. Тут, за принципом суперпозиції, відбувається додавання робочих експлуатаційних тисків із досліджуваними коливаннями тисків, що може призводити до небезпечного перевищення допустимого на матеріал труб навантаження. Зокрема в роботах [38, 144, 145, 157 – 159] показано, що зміна тиску газу у бік його зменшення збільшує тривалість процесу, але водночас спостерігається зменшення абсолютної величини амплітудно-частотних показників, та навпаки. Такий характер пов'язують із зменшенням пружних характеристик газового середовища за меншого тиску, що збільшує тривалість перехідного процесу. У разі стрибкоподібного відхилення відбору газу буде виникати коливальний процес, який набуває максимальних амплітудно-частотних значень в діапазоні від 4 до 6 періоду, а далі спостерігається поступове зменшення спостережуваних показників. Максимальні амплітудні значення, які можуть призводити до перевантаження, спостерігаються упродовж 50 – 60 сек. Загалом нестационарний процес триває до 2100 сек. із подальшим переходом до нового стаціонарного режиму [38, 144, 145, 157 – 159]. Зростання відбору газу призводить до збільшення амплітуди коливань тиску газу. Для відбору газу на початку трубопроводу (де тиск газу найбільший) характерним є виникнення максимальних за амплітудою коливань тиску газу за порівняно малої частоти. Із віддаленням

лінійної координати до середини спостерігається зменшення амплітудних коливань тиску газу на величину до 18 %, а відбір газу в кінці трубопроводу зменшує ці ж коливання на величину до 48 % порівняно із початком трубопроводу. До того ж зміна частоти коливань має обернений характер, однак відбувається це в меншому діапазоні: зростання частоти до 7 % та 11 % відповідно посередині та в кінці газопроводу [38, 144, 145, 157 – 159].

Аналіз зміни тиску газу в магістральному газопроводі з відключенням компресорних станцій рекомендовано у літературних джерелах [38, 144, 145, 157 – 159] виконувати на підставі розв’язання рівнянь, що описують нерозривний потік газу та виникнення нестационарного процесу у разі підвищення тиску на компресорних станціях. Для цього використовують співвідношення, що дають змогу встановити коливання масової витрати на початку ($m(0,t)$) та в кінці ($m(L,t)$) протяжного (L) газопроводу, що містить встановлену кількість ($k = 1, 2, \dots, m$) компресорних станцій, що можуть вимикатися та повторно вмикатися відповідно до заданої програми дослідження. Це дає змогу оцінювати не лише тривалість та характер втомних навантажень на матеріал труб, а також енергетичні витрати в газотранспортній системі, обумовлені зниженням її коефіцієнта корисної дії через інерційні сили в транспортованому потоці газу. Зокрема оцінювання тривалості нестационарного процесу на початку та в кінці газопроводу виконувалося на підставі проведених числових обчислень та графічних залежностей, що подані в Додатку Б. Розв’язувані рівняння мають вигляд (2.8).

Тут частково використано аналогічні до виразу (2.7) позначення, що наведено в спеціальних літературних джерелах [38, 144, 145, 157 – 159], а також показники: d – внутрішній діаметр трубопроводу; ρ , w – густина та лінійна швидкість газу відповідно; ΔP_{KCi} – підвищення тиску на компресорній станції, яка має лінійну координату x_i ; c – швидкість звуку в газі; λ – коефіцієнт гідравлічного опору.

Використовуючи рівняння (2.8) на підставі доступних даних про ділянку протяжністю 1567,3 км магістрального газопроводу «Союз», яка прокладена на території України, було проведено числовий аналіз нестационарних процесів, що

виникають через почергове вимикання компресорних станцій. Також за основу було прийнято дані щодо проектних навантажень на трубопровід (7,5 МПа у разі перепаду на компресорній станції 2,5 МПа), типорозмір труб лінійної частини (1420×20 мм) та кількість компресорних станцій (13 шт). Показано, що коливання масових витрат в часі можуть максимально тривати більше 3,5 год. на початку газотранспортної системи з вимкненням другої від початку компресорної станції [38, 144, 145, 157 – 159].

$$\begin{aligned}
 m(0,t) = & -\frac{\pi d^3}{\lambda w} \left(\frac{P_H - P_K}{L} - \frac{\sum_{i=1, i \neq k}^m \Delta P_{KCi}}{L} + \frac{2L}{\pi^2} \Delta P_{KCK} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^2} \cos\left(\frac{\pi n x_k}{L}\right) e^{-at} \left(\cos\left(\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2} t\right) + \right. \right. \\
 & \left. \left. + \frac{a}{\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2}} \sin\left(\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2} t\right) \right) \right), \\
 m(L,t) = & -\frac{\pi d^3}{\lambda w} \left(\frac{P_H - P_K}{L} - \frac{\sum_{i=1, i \neq k}^m \Delta P_{KCi}}{L} + \frac{2L}{\pi^2} \Delta P_{KCK} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^2} \cos\left(\frac{\pi n x_k}{L}\right) e^{-at} \left(\cos\left(\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2} t\right) + \right. \right. \\
 & \left. \left. + \frac{a}{\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2}} \sin\left(\sqrt{\left(\frac{\pi n c}{L}\right)^2 - a^2} t\right) \right) \right). \tag{2.8}
 \end{aligned}$$

Відхилення в тривалості нестационарного процесу між початковою та кінцевою станціями розглянутої ділянки газопроводу може бути до 30 %, що обумовлено значною протяжністю його лінійної частини. Найменша тривалість нестационарного процесу є у разі зупинки другої від кінця компресорної станції (близько 2,5 год. на початку газотранспортної системи). У кінці траси цей нестационарний процес триває дещо менше (орієнтовно менше на 11 %) [38, 144, 145, 157 – 159].

Отже, вимкнення проміжних компресорних станцій призводить до достатньо тривалих в часі нестационарних процесів, що спостерігаються на всьому проміжку

спостережуваного газопроводу та можуть тривати від 2,5 год. до 3,5 год. максимально. Обов'язково зважати на порядковий номер вимкненої компресорної станції. Як наслідок, не лише зростають енергозатрати на транспортування газу, а також виникає втомне навантаження на стінки трубопроводу.

2.3 Особливості втомного руйнування зварних з'єднань із трубної сталі підвищеної міцності трубного типу

Проведені вище дослідження процесу експлуатації магістральних трубопроводів за умов неповного завантаження, коливань внутрішнього тиску, зміни продуктивності показали, що в матеріалі труб можуть виникати втомні навантаження. Часто вони супроводжуються комплексною дією на зварне з'єднання не лише силових факторів від транспортованого потоку, а також корозійноактивного середовища. Усі ці фактори можуть істотно зменшувати довговічність конструкції за втомних навантажень та пришвидшувати докритичний ріст тріщин [42, 43, 101 – 103].

Особливо актуальним це питання є для сучасних високоміцних сталей, де для забезпечення рівномірності зварного стику використовують різні комбінації зварних швів. Зокрема існує практика використання зварних швів із аустенітною структурою, ферито-перлітною структурою, а також комбінованих зварних швів. Утім питання забезпечення міцності таких з'єднань ще недостатньо вивчені та потребують уточнення властивостей зварних з'єднань за втомних навантажень.

2.3.1 Втомна міцність з'єднань сформованих електродами різного фазового складу. Застосовувані у наш час сталі характеризуються високими механічними характеристиками, що забезпечують їм безвідмовну експлуатацію в жорстко навантажених конструкціях за впливу різних технологічних чинників (температура, статичні, циклічні і динамічні навантаження, корозивноактивні середовища). Проте проблема забезпечення аналогічних властивостей для їх ЗЗ залишається відкритою [63, 122, 160]. Водночас намагаються розв'язати низку завдань: зменшити імовірність або й уникнути виникнення структур гартування в

зоні термічного впливу [31, 121, 161]; забезпечити релаксацію зварювальних залишкових напружень [162 – 164]; підвищити характеристики тріщиностійкості ЗЗ [165]; удосконалити структуру і субструктуру металу різних зон зварних з'єднань [166 – 167]; уникнути утворення холодних тріщин, імовірність утворення яких зростає за наявності в металі водню [168 – 170] тощо. Проте досягнення позитивного результату шляхом розв'язання одного з перелічених завдань найчастіше супроводжується погіршенням інших ключових характеристик, які впливають на роботоздатність зварних з'єднань (ЗЗ). Тому важливо дослідити особливості формування ЗЗ та зрозуміти їх вплив на руйнування у жорстких силових умовах експлуатації.

Натепер для розв'язання таких завдань найчастіше використовують додаткові термічні впливи на різних стадіях реалізації технологічного процесу зварювання (попереднє та (або) супутнє підігрівання, термічне оброблення після зварювання). Проте такі процедури, окрім того, що підвищують вартість зварних конструкцій у разі великогабаритних елементів типу магістральних трубопроводів, взагалі важко якісно реалізувати. Тому використання термічного впливу не завжди дає змогу досягти очікуваного результату. Це особливо актуально для застосування різнорідних ЗЗ із різною структурою наплавленого металу. Отримання після зварювання аустенітної матриці забезпечує металу шва (МШ) високу деформаційну здатність та зниження залишкових напружень у ЗЗ [171]. Рівнозначності МШ і основного металу (ОМ) за міцністю звикло досягати збільшенням поперечного перерізу наплавленого металу. Для забезпечення роботоздатності додатково легують МШ, використовуючи електроди з відповідним наповненням, та термічне оброблення після зварювання для покращення структури і релаксації зварювальних напружень, які відіграють ключову роль в забезпеченні тріщиностійкості ЗЗ [60]. Отже, важливо дослідити циклічну тріщиностійкість МШ різних ЗЗ, отриманих якісно різними зварними електродами або за їх сумісного використання під час зварювання, та фрактографічно дослідити особливості росту втомних тріщин у цих ЗЗ [42, 43].

Високоміцну сталь (mass%: 0,27 C; 0,26 Si; 0,94 Mn; 0,76 Cr; 0,21 Mo; 1,16 Ni; 0,14 Cu; 0,06 V; 0,06 W), яка за значеннями міцності відповідала трубним високоміцним сталям, товщиною 10 мм, зварювали півавтоматичним способом у суміші газів (98% Ar + 2% O₂), використавши суцільні зварні електроди у вигляді дротів діаметром 1,2 мм, які за хімічним складом належали до двох якісно відмінних систем легування: Св-08Г2С (ферито-перлітного) та Св-08Х20Н9Г7Т (аустенітного типу). Під час зварювання не використовували додаткового термічного підігрівання зварюваних елементів. Використання цих електродів забезпечило ферито-перлітну або аустенітну структуру МШ відповідно. Використали двошарове заповнення об'єму з V-подібною геометрією між крайками на зварюваних листах. Застосовувалися стикові зварні з'єднання із прямолінійними швами. Мікроструктуру отриманого МШ дослідили на оптичному (NEOFOT 21) та електронному (сканівний електронний мікроскоп EVO-40XVP із системою спектрального мікроаналізу INCA Energy 350) мікроскопах [42, 43].

Для механічних досліджень на циклічну тріщиностійкість використали стандартні компактні зразки 50×50×10 мм [42]. Щоб уникнути можливих спотворень, спричинених вирізанням зразків із зварених листів, використали лазерне різання з наступним електроіскровим обробленням їх поверхні. Зразки випробували на установці EU-20 з гідравлічним приводом за синусоїдного циклу навантаження частотою 12 Гц та його асиметрії R = 0,3. Ріст втомних тріщин (РВТ) в зразках відбувався вздовж ЗЗ по осі МШ. За результатами випробувань на ЦТ побудували кінетичні діаграми втомного руйнування (КДВР) для ОМ (крива 1, рис. 2.14) та металу трьох типів ЗЗ, отриманих з використанням якісно різних (аустенітного та ферито-перлітного) електродів (криві 2 та 3, рис. 2.14) чи їх комбінації (крива 4, рис. 2.14) [42, 43].

Отримані КДВР аналізували за впливом природи використаних у технологічному процесі зварювання електродів на особливості припорогового РВТ (за швидкості 10⁻¹⁰ м/цикл) та на другій ділянці Періса, порівнявши їх з особливостями КДВР для ОМ. Незалежно від типу використаних електродів у всіх випадках припорогові значення розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень

(КІН) МШ виявилися нижчими, ніж для ОМ, що є ознакою нижчого опору припороговому РВТ в МШ всіх аналізованих зварних з'єднань [42, 43].

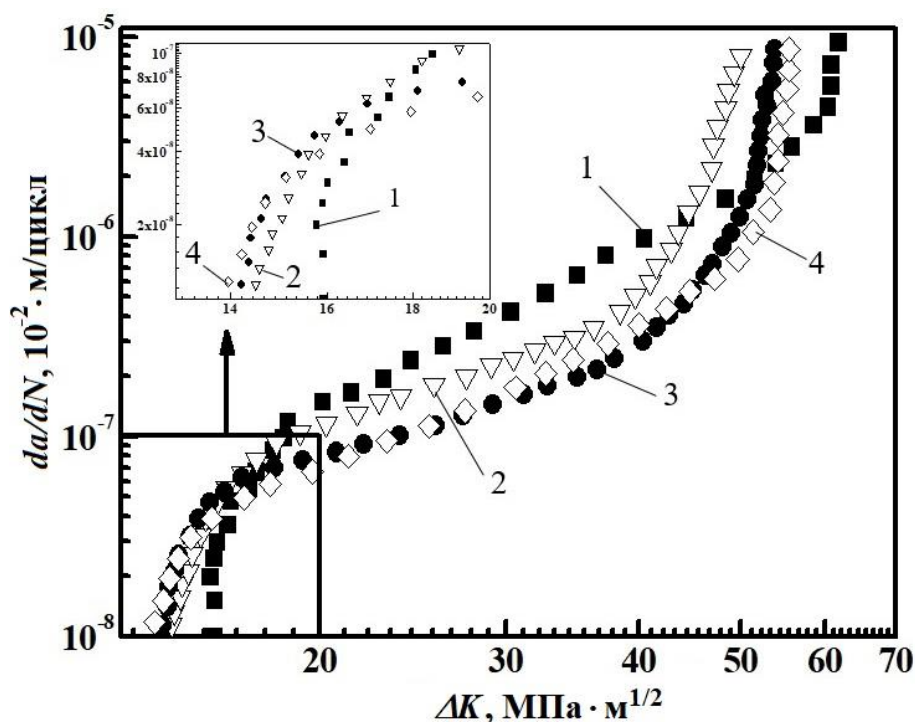


Рисунок 2.14 – Кінетичні діаграми росту втомних тріщини у високоміцній сталі як основному металі (1) та металі шва (2 – 4) зварних з'єднань, сформованих чисто аустенітним (2), ферито-перлітним (3) та послідовно аустенітним (в корені шва) і надалі ферито-перлітним (4) електродами [42]

Найвище порогове значення ЦТ властиве МШ, отриманому з використанням електроду аустенітного типу, а найнижче – за поєднання електродів аустенітного і ферито-перлітного типів. Подібну тенденцію зафіксували і на третій ділянці КДВР за швидкості РВТ понад $3 \cdot 10^{-8}$ м/сycle, за якою звикло судять про ЦТ металу K_{fc} . Водночас на другій ділянці КДВР, за характеристиками якої звикло розраховують довговічність елементів за наявності в них тріщин, всі досліджені варіанти МШ виявили вищий опір РВТ. За однакового розмаху КІН зниження швидкості РВТ в МШ відносно властивості ОМ найменше за використання електроду аустенітного, а найбільше – ферито-перлітного типу [42].

Отже, всі використані ЗЗ мають кращі (порівняно з ОМ) перспективи використання за умов циклічного навантаження в межах другої ділянки КДВР (в

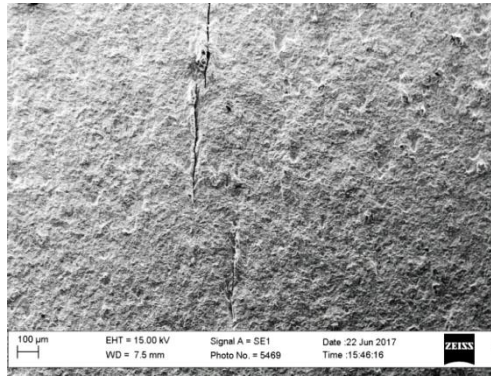
діапазоні 20...50 МПа м^{3/2}). Проте позитивний ефект уповільнення РВТ на ділянці Періса найслабший у ЗЗ, отриманому аустенітним електродом. За опором припороговому РВТ і ЦТ K_{fc} всі проаналізовані варіанти зварних з'єднань поступаються ОМ, а найгіршим варіантом також виявився МШ, отриманий з використанням аустенітного електроду [42].

На зламі зразка ОМ, випробуваного на ЦТ, виявили макродефекти, пов'язані з вальцюванням листів у вигляді серії паралельних розшарувань вздовж напрямку вальцювання, розташовані в центральній частині зламу (рис. 2.15, а) і, відповідно, товщини зварених елементів. На макрофрактограмах зламів трьох варіантів МШ (рис. 2.15, б-г), отриманих з використанням ферито-перлітного та аустенітного зварних електродів, виявили чітку лінію розмежування між прикореневим шаром та подальшим нанесенням МШ. Найменшою мірою це властиво варіанту з аустенітним шаром в корені шва та ферито-перлітною структурою МШ за подальшого заповнення розплавом об'єму між крайками (рис. 2.15, в), КДВР для якого найсильніше зсунута вліво і вгору щодо діаграми ОМ (тобто цей МШ виявив найнижчу ЦТ). У зв'язку з цим дійшли висновку, що не макронеоднорідність МШ комбінованого фазового складу визначає його опір втомному руйнуванню. Такий чіткий перехід між підкладкою та МШ отримали навіть під час виконання шва по всій товщині зварюваних листів однаковим аустенітним дротом (рис. 2.15, г).

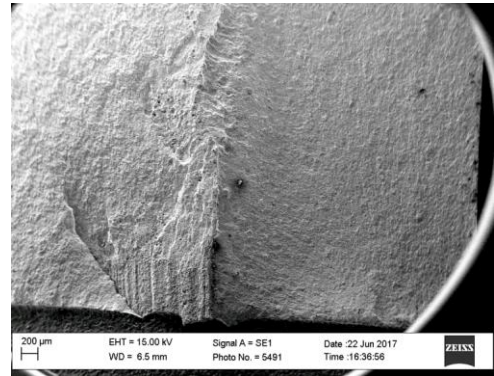
У цьому разі припорогова ділянка КДВР перебувала у найлівішому положенні, що є ознакою найнижчого опору припороговому РВТ. Вважали, що фрагменти міжзеренного руйнування вздовж лінії розділу підкладки в корені шва і основного МШ, виконаними аустенітними електродами, відповідальні за такий низький опір припороговому РВТ. Їх трактували як гарячі тріщини, що виникли ще на етапі зварювання і ослабили ЗЗ [42].

Найкращим з аналізованих варіантів ЗЗ за опором РВТ виявився МШ, сформований ферито-перлітним електродом. Це проявилось і на припороговій, і на ділянці Періса КДВР. Отриманий позитивний ефект добре узгоджується із значною пластифікацією металу вздовж лінії переходу між підкладкою і основним МШ, яка проявилася доволі високим гребенем пластичного деформування між двома

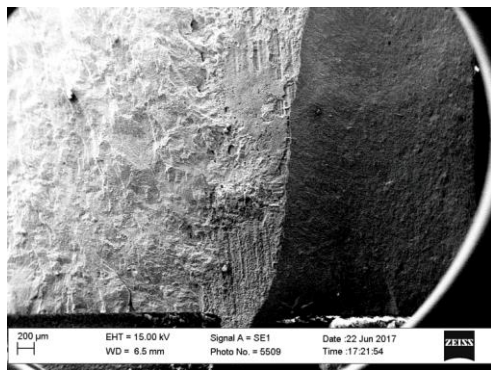
шарами (рис. 2.15, б). Лише за розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень, який відповідає 3-ій ділянці КДВР, МШ, сформований розплавом ферито-перлітного електроду, поступається ОМ і наближається до МШ з аустенітного дроту.



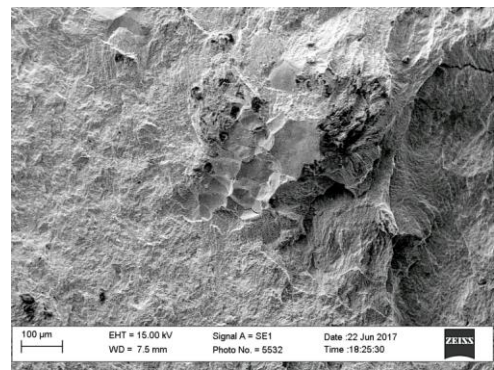
a



б



в



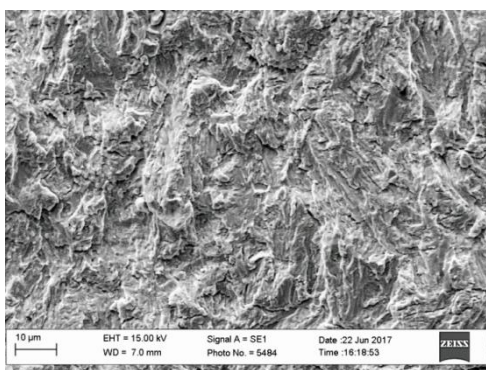
г

Рисунок 2.15 – Макрофрактограми втомного руйнування високоміцної сталі (а) та зварних з'єднань (б-г), отриманих за технологією нанесення в корені 33 підкладки електродами ферито-перлітного (б) та аустенітного (в, г) класів з подальшим продовженням формування основного МШ ферито-перлітним (б, в) та аустенітним (г) електродами [42]

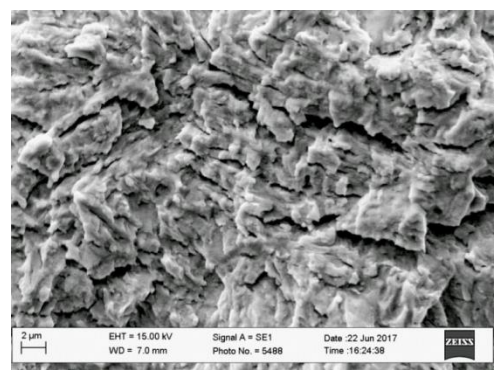
На мікрофрактограмах ОМ спостерігали типовий для утомного руйнування сталей рельєф, сформований з витягнутих у напрямі РВТ фестонів (рис. 2.16, а), з утомними боріздками поперек них (рис. 2.16, б).

На жаль, більшість боріздок на поверхнях фестонів були затерті внаслідок контактування берегів тріщини у циклі навантаження. Утім на тих ділянках, на яких після випроб на ЦТ мікрорельєф зберігся, встановили, що крок боріздок зростав зі зростанням довжини тріщини, що узгоджувалося із зростанням

швидкості РВТ на другій ділянці КДВР. Для всіх аналізованих варіантів ЗЗ також отримали характерний для втоми рельєф зламів у вигляді фестонів (рис. 2.16, а). Позначили також, що рельєфність отриманих утомних зламів була меншою, а фестони вужчими, що є ознакою істотнішої фрагментації МШ порівняно з ОМ. Це пов'язали із сильнішим градієнтом за вмістом елементів легування в литій структурі МШ та з відповідністю меж фрактографічних елементів і структурних складових тощо. Адже відомо, що МШ властива значна структурна неоднорідність і високий градієнт за вмістом елементів легування [42].



a



б

Рисунок 2.16 – Мікрофрактограми втомного руйнування ОМ за швидкості росту втомної тріщини $\sim 3 \cdot 10^{-9}$ м/цикл [42]

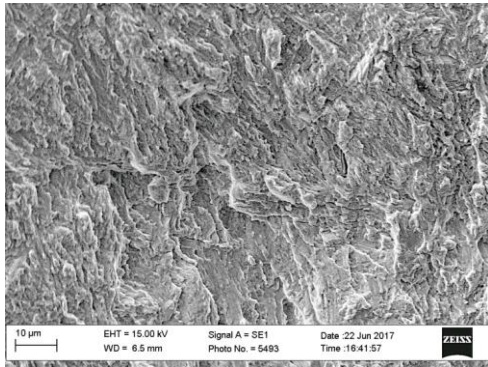
Незалежно від складу дротів, використаних для формування ЗЗ, на втомних зламах МШ поперек фестонів (як і в ОМ) спостерігали втомні борізки (рис. 2.17, б, г, е). Найбільша рельєфність фестонів властива МШ, отриманому ферито-перлітним електродом і під час створення підкладки в корені шва, і під час завершального етапу формування всього МШ (рис. 2.17, б). У цьому разі розкриття берегів вторинних тріщин, що декорували втомні борізки, теж виявилось найбільшим. Обидві ознаки свідчать про значну пластичність отриманого таким чином МШ і його високий опір РВТ порівняно з ОМ та ЗЗ, сформованими іншими електродами. Це узгоджується з результатами механічних випроб на ЦТ. Адже КДВР для МШ, отриманого ферито-перлітним електродом, і на припороговій, і на іншій ділянках свідчить про високі показники ЦТ такого ЗЗ [42].

Найгіршу КДВР отримали для МШ з аустенітною підкладкою та наступним завершенням його формування ферито-перлітним дротом. Попри низьку рельєфність фестонів та дрібні і крихкі за характером борізки поперек них на межі розділу ферито-перлітної з аустенітною структурою виявили ланцюжок з великих витягнутих шлакових включень (рис. 2.17, в), які, безумовно, полегшили РВТ у такому МШ. Адже вони не зв'язані з матрицею і їх можна трактувати як доволі великі пори, орієнтовані щодо РВТ. Що стосується МШ з аустенітною структурою по всій товщині стику, то за рельєфністю фестонів і пластичною складовою процесів деформації у вершині тріщини, які власне і відповідальні за формування крихких чи в'язких втомних боріздов, цей МШ є проміжним між лише ферито-перлітним МШ і отриманим за використання різнорідних дротів. Тому на зламах фіксували доволі рельєфні фестони і помірно в'язкі втомні борізки, орієнтовані поперек них (рис. 2.17, е).

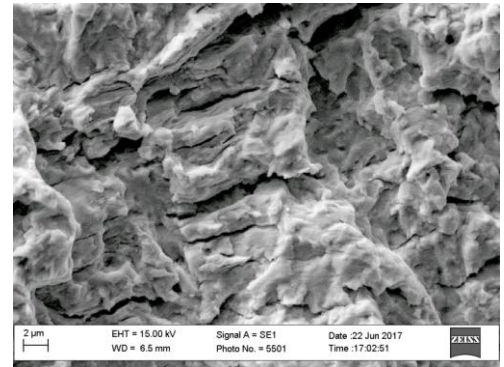
Вторинні тріщини, які декорують борізки, не були визначальними елементами зламу і з'явилися лише в середині другої ділянки КДВР. Отже, фрактографічні особливості РВТ загалом добре узгоджуються з результатами механічних випроб, згідно з якими чисто аустенітний МШ виявив одні з найкращих показників на 2-ій ділянці КДВР [42].

Загалом характеристики всіх досліджених варіантів МШ на припороговій ділянці КДВР виявилися гіршими, ніж ОМ, чого в прийнятій практиці проведення зварювальних робіт стараються не допускати (особливо для конструктивних елементів відповідальних об'єктів). Зокрема, негативний ефект на припорогову ЦТ МШ, сформованого аустенітними електродами, зв'язали з наявністю гарячих міжзеренних тріщин на переході між підкладкою та основним шаром (рис. 2.17, д) [42]. За наявності активної дифузії домішок (S, P, C, O, H), розчинених у ванні розплаву, градієнту напружень і температури під час циклу зварювання відбувається перерозподіл цих домішок і вони локалізуються на структурних дефектах (дислокаційні скупчення, межі зерен і неметалеві включення тощо). Такий перерозподіл домішок спричиняє їх надрівноважну концентрацію вздовж

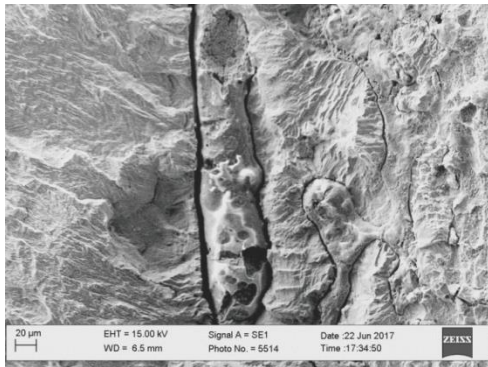
меж зерен, що істотно знижує когезинний зв'язок між суміжними зернами і, як наслідок, ефективне зниження міцності наплавленого металу [42].



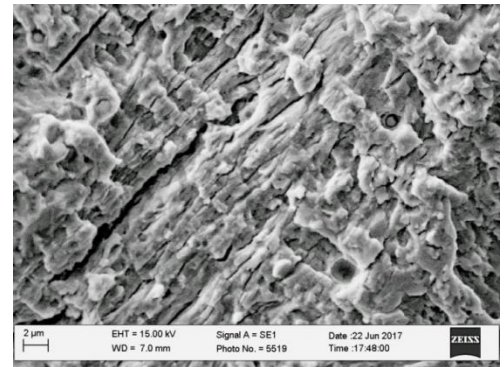
a



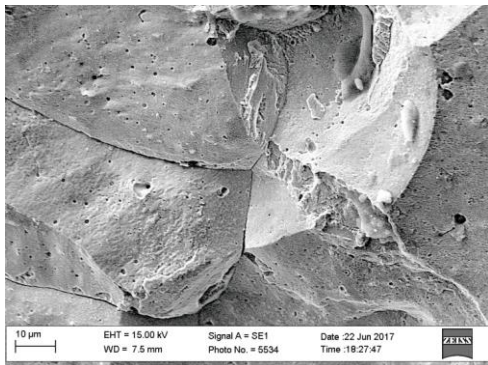
б



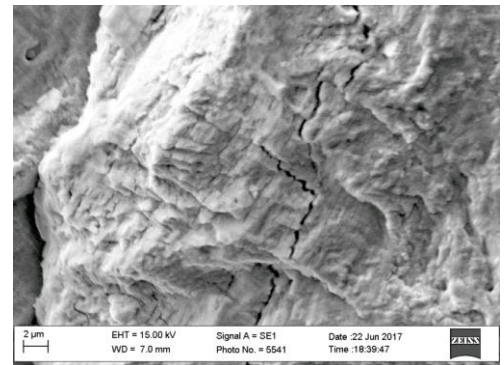
в



г



д



е

Рисунок 2.17 – Мікрофрактограми втомного руйнування зварних з'єднань з формуванням підкладки в корені швів ферито-перлітним (а-г), аустенітним (д, е) та подальшим формуванням металу шва ферито-перлітним (а, б) та аустенітним (в – е) електродами [42]

У нашому випадку такі гарячі тріщини стали осередками зародження втомного руйнування, що істотно знизило опір РВТ у магістральному напрямі. З

урахуванням невідповідності напряму РВТ у лабораторних зразках, РВТ в яких відбувалося вздовж зварного шва, і в реальних конструктивних елементах, руйнування яких розпочинається від поверхні зварного шва і звикло поширюється у перпендикулярному напрямі до реалізованого на лабораторних зразках, негативна роль таких міжзеренних гарячих тріщин, що виникають на шляху РВТ, виявилася ще очевиднішою [42].

Встановлено, що метал шва зварних з'єднань, отриманих електродами ферито-перлітного і аустенітного типів, має вищу тріщиностійкість порівняно з основним металом, але лише в межах другої ділянки кінетичних діаграм втомного руйнування, тоді як на першій і третій – їх показники гірші. Фрактографічно показано, що зниження опору росту втомних тріщин в чисто аустенітних швах спричинене гарячими тріщинами, а в змішаних ферито-аустенітних – неприпустимо великими шлаковими включеннями в зоні між підкладкою в корені шва та основним металом шва [42].

2.3.2 Ударна в'язкість зварних з'єднань із високоміцної сталі, виконаних електродами різного фазового складу [43]. Відомо, що високоміцні матеріали широко застосовуються в трубопровідному транспорті. Проте за наявності концентраторів напружень від дефектів у ЗЗ через недосконалі технологію і режими зварювання, незадовільну якість електродів, покриттів і флюсів, низьку кваліфікацію зварників тощо [17, 132, 134, 172] небезпека їх руйнування зростає. Однак, це ще не свідчить про втрату роботоздатності зварених елементів [16, 17, 152]. Адже механічні властивості ЗЗ залежать від використаних матеріалів, розмірів і форми дефектів, наводнювального чинника, умов експлуатації, навантажень тощо [173 – 175], які важливо враховувати за періодичного впливу на зварні конструкції високих динамічних навантажень, коли більшість матеріалів стають схильними до крихкого руйнування [17, 42]. Адже ударна в'язкість як інтегральна характеристика, що одночасно залежить від міцності і пластичності металу, чутливіше реагує на неоднорідність металу і загалом для металу шва (МШ) знижується зі збільшенням площі дефектів у ЗЗ. Проте навіть за співвідношення площ дефектів (пори, непровари і шлакові включення) і перерізу зразка 30% ударна

в'язкість МШ за динамічного навантаження не була нижчою за допустимий рівень ($0,26 \text{ МДж/м}^2$) [42, 43].

Технологічні аспекти зварювання (особливо спрямовані на запобігання утворенню холодних тріщин) також залишаються в полі зору дослідників [32, 128, 172, 176]. Це стосується передусім режимів нагрівання та охолодження [43, 177, 178], чи обґрунтування вибору електродів [42, 164, 172, 173] для оптимізації структури і властивостей металу ЗЗ. Тому нижче, розвиваючи проведені раніше дослідження [42], проаналізуємо вплив фазового складу електродів на опір крихкому руйнуванню металу різних зон ЗЗ та фрактографічні особливості їх руйнування. Досліджували аналогічну до попереднього пункту (п.2.3.1) високоміцну сталь трубного типу згідно міцнісних характеристик та зварні з'єднання за різних систем легування. Аналогічно до попереднього, використовували двошарове (зони I та II на рис. 2.18, а) заповнення об'єму між крайками зварюваних листів. Загалом для досліджень використали три варіанти ЗЗ: варіант 1 відповідав ЗЗ, обидві зони (I та II на рис. 2.18, а) в якому виконані дротом Св-08Х20Н9Г7Т, варіант 2 – ЗЗ, зона I якого виконана дротом Св-08Х20Н9Г7Т, а II – дротом Св-08Г2С, варіант 3 – ЗЗ, обидві зони якого виконані дротом Св-08Г2С [43].

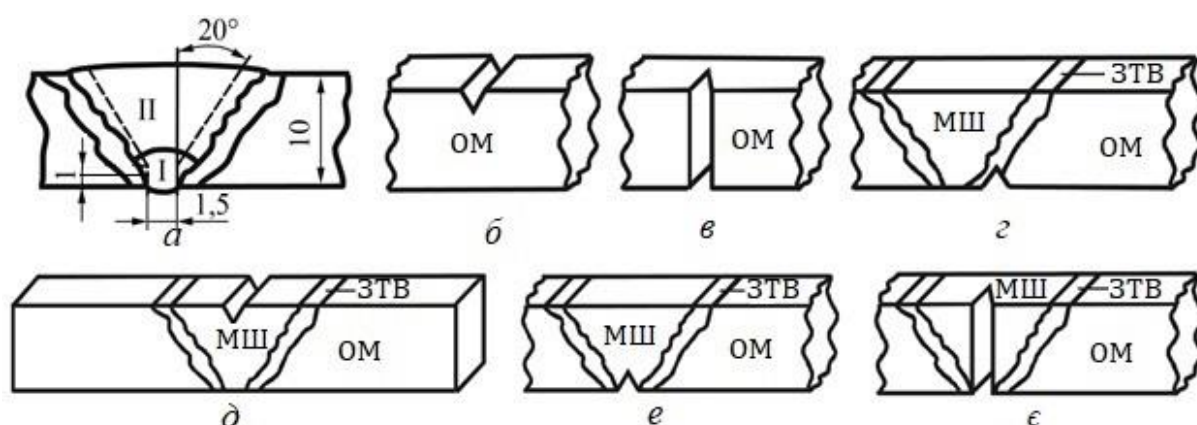


Рисунок 2.18 – Типові зони (штрихами позначені крайки листів) у поперечному перерізі зварного з'єднання між двома листами (а) та схеми розташування надрізів на ударних зразках в ОМ (б, в), ЗТВ (г) та МШ (д–є).

Зразки вирізано поперек зварних швів лазером, щоб якнайменше спотворити механічне оброблення. Для випробувань на ударну в'язкість використано

стандартні зразки 10×10×55 мм з гострим (радіус 0,25 мм) V-подібним концентратором (зразки Шарпі), які досліджували на маятниковому копрі типу ІО-5003. Надрізи на зразках у різних зонах ЗЗ розташовано згідно зі схемами на рис. 2.18, б – є. Фрактографічні особливості зламів вивчено на сканівному електронному мікроскопі EVO-40XVP [43].

Опір крихкому руйнуванню металу різних зон ЗЗ. Результати випроб на удар наведені у табл. 2.6 (усереднені значення 4–5 випроб, розкид даних не перевищував 5 %). Виявлено, що опір крихкому руйнуванню ОМ нечутливий до напрямку вальцювання, що є ознакою однорідності його властивостей. Тоді як у МШ ця однорідність порушується. Зокрема, у всіх трьох варіантах ЗЗ ударна в'язкість МШ найнижча за поширення руйнування вздовж напрямку зварювання (концентратор на зразку згідно з рис. 2.18, є). Її мінімальне значення (0,51 МДж/м²) зафіксували у МШ, кореневу зону І якого виконали електродом з аустенітної сталі, а зону заповнення ІІ – дротом Св-08Г2С (варіант 2 ЗЗ у табл. 2.6). Найкращий результат за такого ж розташування концентратора у зразку отримали для МШ, одержаного тільки аустенітним електродом (варіант 1, KCV = 1,3 МДж/м²). За інших розташувань (рис. 2.18, д, є) МШ, виконаний тільки аустенітним електродом, виявився найкращим за значенням KCV.

Таблиця 2.6 – Ударна в'язкість KCV різних зон зварного з'єднання

Зона ЗЗ	Розташування концентратора на зразку згідно з рис. 2.18	Ударна в'язкість KCV, МДж/м ²		
		варіант 1 ЗЗ	варіант 2 ЗЗ	варіант 3 ЗЗ
ОМ	Рис. 2.18, б	0,62		
	Рис. 2.18, в	0,57		
ЗТВ	Рис. 2.18, г	1,07	0,41	0,78
МШ	Рис. 2.18, д	1,67	0,61	1,13
	Рис. 2.18, е	1,47	1,38	1,16
	Рис. 2.18, є	1,30	0,51	0,98

Така тенденція зберіглася для МШ (варіант 1 проти інших варіантів 33) незалежно від розташування концентраторів [43]. Тоді як МШ після зварювання двома типами електродів (варіант 2) виявився найгіршим (за винятком, коли надріз розташовували з боку кореня шва; рис. 2.18, е). Це пояснили тим, що вершина концентратора в зразку вже вийшла за межі кореневої аустенітної зони I і опинилася в зоні II заповнення об'єму між крайками зварюваних листів, виконаної дротом Св-08Г2С. Проте позитивний вплив аустенітного електрода на ударну в'язкість все ще зберігається. Про це свідчить вище значення KCV ($1,38 \text{ МДж/м}^2$) МШ у 33 варіанта 2 з розташуванням концентратора від кореневої зони (рис. 2.18, е), ніж для МШ ($1,16 \text{ МДж/м}^2$) у 33 варіанта 3. Проте найнижчі значення KCV властиві металу ЗТВ, до того ж для усіх варіантів 33 (табл. 2.6). І в цьому разі варіант 2 33, виконаного різнорідними електродами, виявився найгіршим (ударна в'язкість металу ЗТВ – $0,41 \text{ МДж/м}^2$), а варіант 1, коли застосовували лише аустенітні електроди, – найкращим ($KCV = 1,07 \text{ МДж/м}^2$). Тому дійшли висновку, що, по-перше, незалежно від фазового складу електродів опір крихкому руйнуванню металу ЗТВ завжди був найнижчим і тому саме він визначатиме роботоздатність 33 за динамічних навантажень. А, по-друге, ударна в'язкість металу ЗТВ у 33, виконаному лише аустенітними електродами (варіант 1), вища, ніж ОМ, що є важливою передумовою їх використання за динамічних навантажень [43].

Фрактографічні особливості руйнування металу різних зон 33. Незалежно від орієнтації надрізів на зразках ОМ до напрямку вальцювання, випробуваних на ударну в'язкість, їх злами руйнувалися зазвичай за в'язким ямковим механізмом. Виокремлювалися лише серії невеликих (до 10 мкм завдовжки) паралельно розташованих мікророзшарувань уздовж напрямку вальцювання в центральній частині зламів [43].

Для фрактографічних досліджень особливостей руйнування МШ використали злами зразків з мінімальними значеннями ударної в'язкості, в яких концентратори розміщені вздовж осі МШ (Рис. 2.18, е). На макрорівні лінія розмежування між зонами I і II (коренева та заповнювальна) у МШ чітко виявлялася на зламі зразка, отриманого електродами різного фазового складу

(варіант 2). Менше це властиво варіанту 3 з феритно-перлітною структурою і не характерно для МШ з аустенітною, де для зварювання коренів швів і заповнення розплавом об'єму між крайками використовували феритно-перлітні або аустенітні електроди відповідно. Отже, навіть макроособливості руйнування МШ такі ж, як і під час випроб на удар: найнижчу ударну в'язкість має МШ, отриманий різнорідними електродами [43].

Дослідження різних варіантів ЗЗ на мікрорівні, виявили, що МШ з аустенітною структурою руйнується шляхом зародження, росту та злиття суміжних мікропор, що сформувались навколо включень. Внаслідок цього виникає ямковий (dimple like) рельєф (рис. 2.19, а), який вважають результатом високоенергоємного механізму руйнування, що узгоджується з найвищим значенням ударної в'язкості такого МШ (варіант 1).

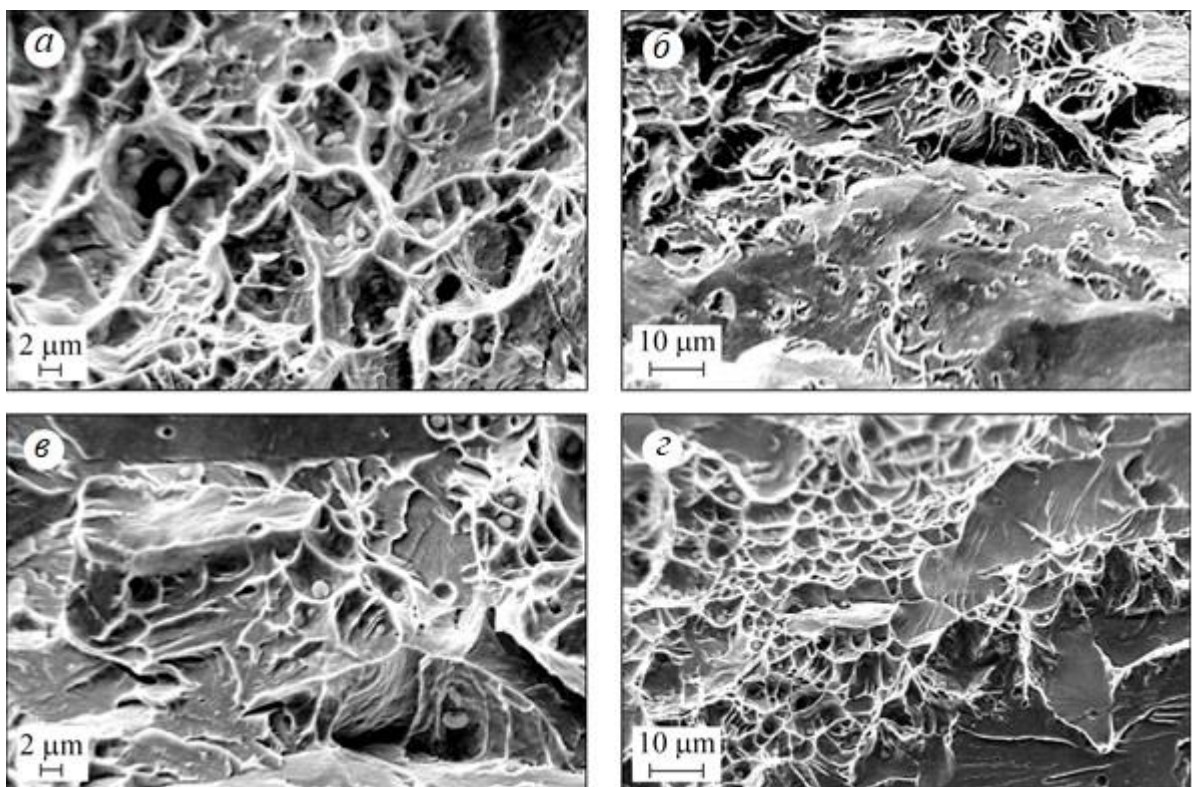


Рисунок 2.19 – Фрактограми зламів ударних зразків, напрям руйнування яких збігався з напрямом зварювання, за розташування концентраторів у них вздовж осі МШ у ЗЗ трьох варіантів: а – 1; б, в – 2 та г – 3.

Рельєф зламу зразка 33, виконаного різнорідними електродами (варіант 2), неоднорідний (рис. 2.19, б, в). Його структура смугаста з широкими (до 500 μm) ділянками доволі крихких крізьзеренних відколів, які перемежовувалися вузькими (до 55 μm) ділянками міжзеренного руйнування (рис. 2.19, б). На зламі міжзеренні фрагменти витягувалися в напрямі зварювання на віддаль до 500 μm . Встановили, що ділянки, інтерпретовані як крізьзеренні відколи за меншого збільшення, за вищої роздільної здатності насправді є сукупністю дрібних і низькорельєфних мікровідколів та в'язкого ямкового руйнування перетинок між ними (рис. 2.19, в).

Тому дійшли висновку, що саме міжзеренні ділянки, які найчастіше пов'язують з холодними тріщинами, послаблюють 33 варіанта 2 і відповідальні за такий низький опір крихкому руйнуванню МШ, сформованого різнорідними електродами. Важливо також враховувати, що така смугаста структурна неоднорідність поширювалася вздовж напрямку зварювання, а отже, проявлятиметься по всій довжині 33 і знижуватиме його роботоздатність за динамічних навантажень [43].

МШ у 33, отриманому лише феритно-перлітним електродом (варіант 3), руйнувався за змішаним крихко-в'язким механізмом з чітко окресленими фасетками крізьзеренних відколів з річковими візерунками на їх поверхні, які виділялися на фоні найчастіше в'язкого ямкового рельєфу (рис. 2.19, в). Саме з домінуванням в'язкого рельєфу на зламі пов'язали вдвічі вищу ударну в'язкість цього варіанта 33 проти варіанта 2 [43].

Оскільки найнижчі значення KCV отримали за випроб на удар зразків із 33 варіанта 2 ($KCV = 0,41 \text{ МДж/м}^2$), концентратор в яких був у ЗТВ (згідно з рис. 2.18, г), порівняли фрактографічні особливості рельєфу зразка із найкращим (варіант 1) і найгіршим (варіант 2) за ударною в'язкістю 33 (рис. 2.20). В обох випадках зразки на стартовому етапі руйнувалися за в'язким ямковим механізмом (рис. 2.20, а, б). Проте ямки на зламі 33 варіанта 1 були значно більшими і рельєфнішими, ніж для варіанта 2. Це свідчить про те, що пластична деформація, яка передувала їх формуванню (а отже, і енергозатрати), була інтенсивнішою за руйнування 33 варіанта 1, ніж варіанта 2. Це узгоджується з різницею їх значень KCV (1,07 та 0,41

МДж/м²). З поширенням руйнування зразків з концентраторами в ЗТВ до МШ рельєф зламів видозмінювався. На зламі ЗЗ варіанта 1 з'являлися, властиві матеріалам з високою ударною в'язкістю (рис. 2.20, в), а на зламі зразка варіанта 2 – продовгуваті крихкі фрагменти з міжзеренним рельєфом (рис. 2.20, г). Отже, зварювати листи із високоміцної сталі доцільно аустенітними електродами, які забезпечують найкраще поєднання високої ударної в'язкості усім зонам ЗЗ, а отже, найенергоємніше їх руйнування за динамічних навантажень [43].

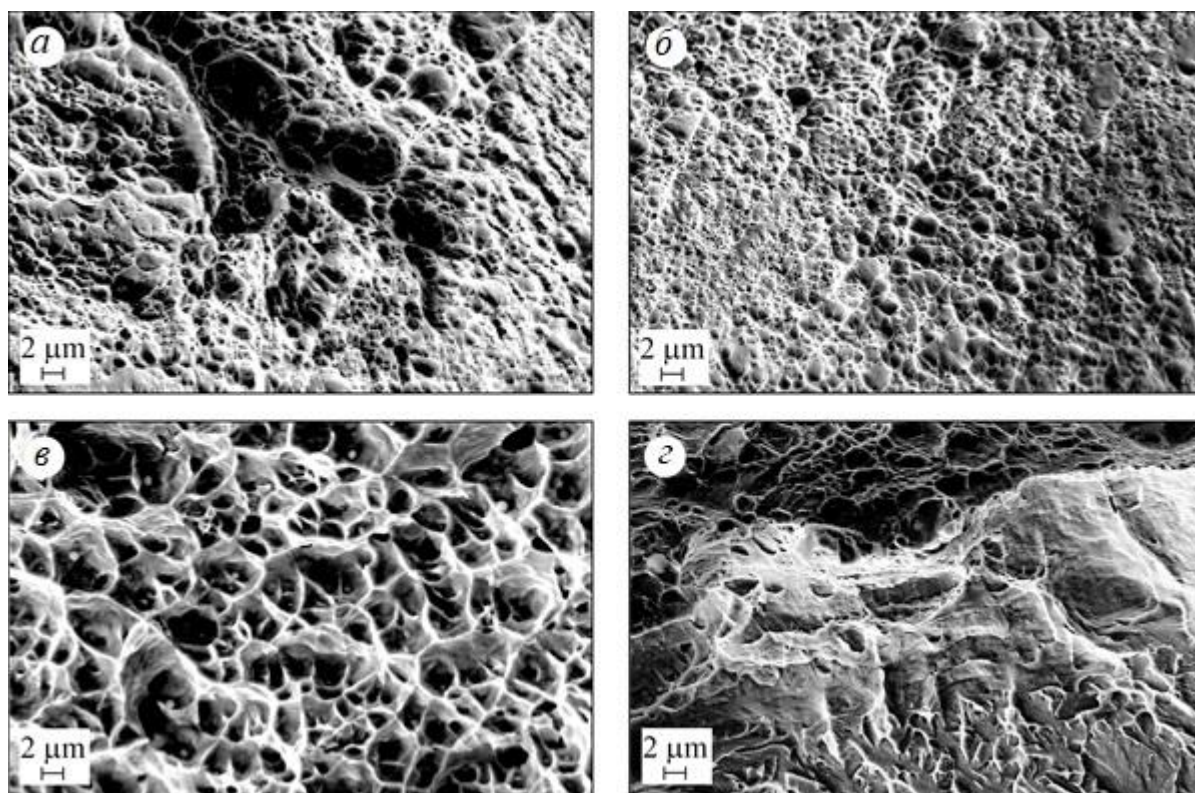


Рисунок 2.20 – Фрактограми зламів ударних зразків з концентраторами, розташованими в ЗТВ (згідно з рис. 1, г) у ЗЗ варіантів 1 (а, в) і 2 (б, г), за їх руйнування поперек ЗТВ з подальшим поширенням через МШ

Встановлено, що незалежно від зони зварного з'єднання на зразках досліджуваної високоміцної сталі з надрізом, метал шва, виконаний аустенітним електродом, має найвищу ударну в'язкість, а за поєднання аустенітного (корінь шва) і ферито-перлітного електродів – найнижчу. Виявлено також, що за поширення руйнування в напрямі зварювання опір металу шва крихкому

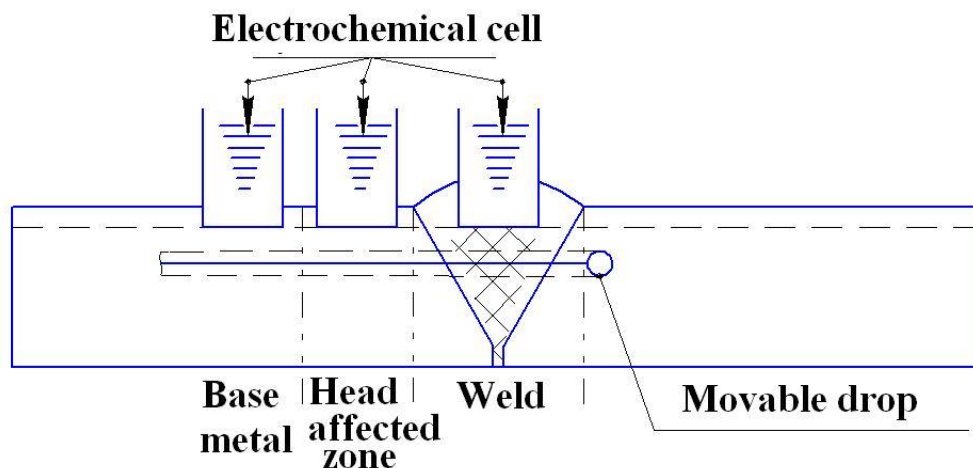
руйнуванню найнижчий. Тому саме цей варіант рекомендовано для удосконалення технології і режимів зварювання. Незалежно від використаних електродів значення KCV металу зони термічного впливу завжди найнижчі і тому саме вона визначає роботоздатність ЗЗ за динамічних навантажень. Фрактографічно підтвердили, що аустенітні електроди найдоцільніші для зварювання листів із високоміцної сталі, оскільки тоді енергоємність руйнування (за ознаками окрихчення і їх рельєфністю) зразків за динамічних навантажень найвища.

2.3.3 Корозійна тривкість зварних з'єднань сталі підвищеної міцності із різними типами швів [178]. Освоєння промисловістю нових марок сталей підвищеної міцності зумовлює потребу у розробленні відповідних технологій їх зварювання для отримання якісних рівномірних з'єднань [63, 122]. Різна технологія виконання зварних стиків і подальша їх термічна обробка утворюють різний структурно-фазовий склад металу самого зварного шва та зони термічного впливу (ЗТВ). Ця структурно-фазова неоднорідність спричинює виникнення електрохімічної гетерогенності металу зварного шва, що інтенсифікує корозійні процеси, які сукупно із впливом залишкових напружень або експлуатаційних навантажень можуть призводити до корозійного розтріскування зварного з'єднання у корозивних середовищах. Таке поєднання особливо небезпечне для з'єднань із високоміцної сталі, структурною складовою якої є мартенсит [42, 43, 180].

Нижче досліджено корозійну тривкість різних зон зварних швів із аустенітною, ферито-перлітною та комбінованою структурами високоміцної сталі, розглянутої вище (п.2.3.1), а також розподіл електрохімічних властивостей металу впоперек зварного шва.

Корозійну тривкість зварного з'єднання досліджували за допомогою потенціостата ПИ-50-1.1 з відповідним програмним забезпеченням, знімаючи поляризаційні криві у потенціодинамічному режимі. Використовували триелектродну схему вимірювань: робочий електрод – досліджувана сталь; електрод порівняння – насичений хлоридсрібний, допоміжний – платиновий. До досліджуваної пластини приклеювали електрохімічні комірки у різних ділянках зварних з'єднань (рис. 2.21): основного металу, зони термічного впливу та зварних

швів. Корозивним середовищем, яке наливали у комірки, слугував 3%-й розчин натрію хлориду. Швидкість розгортки потенціалу сягала 2 мВ/с. Випробування проводили за кімнатної температури [178].



а)



б)



в)

Рисунок 2.21 – Дослідницька установка для встановлення корозійної тривкості: а) схема зразка для електрохімічних випробувань; б) загальний вигляд установки; в) досліджуваний взірець із високоміцної сталі

Мікроелектрохімічні випробування виконували, скануючи поверхню зварних швів рухомою краплею низькопровідного розчину МЕХ ($0,0092N H_2SO_4 + 0,14\% H_2O_2 + 0,00001\% K_2Cr_2O_7$) [181], в якому вуглецеві сталі та алюмінієві сплави розчиняються в активному стані.

Електрохімічні випробування проводили, знімаючи поляризаційні криві у різних ділянках зварних з'єднань. Поверхню поляризували за різного часу експозиції зразків у корозивному середовищі: 1 год. і 72 год. Встановлено (табл.

2.7), що стаціонарний електродний потенціал основного металу у 3%-му розчині NaCl у першу годину випробувань сягав -0,54 В і через 72 год. експозиції у цьому ж середовищі змістився у негативну область до -0,62 В [178].

Таблиця 2.7 – Електрохімічні параметри розглядуваних зварних з'єднань із високоміцної сталі у 3 % розчині NaCl [179]

№ п/п	Зразок	$E_{st.}, V$	$i_{corr}, mA/cm^2$	$E_{st.}, V$	$i_{corr}, mA/cm^2$
		1 h		72 h	
1.	Осн. мет.	-0,54	$3,75 \cdot 10^{-2}$	-0,62	$2,13 \cdot 10^{-2}$
2.	Шов 1	-0,31	$4,35 \cdot 10^{-3}$	-0,45	$1,66 \cdot 10^{-3}$
3.	ЗТВ 1	-0,59	$6,75 \cdot 10^{-3}$	-0,66	$3,50 \cdot 10^{-3}$
4.	Шов 2	-0,57	$1,21 \cdot 10^{-2}$	-0,62	$2,13 \cdot 10^{-2}$
5.	ЗТВ 2	-0,60	$9,18 \cdot 10^{-3}$	-0,67	$5,05 \cdot 10^{-3}$
6.	Шов 3	-0,58	$2,43 \cdot 10^{-2}$	-0,65	$1,43 \cdot 10^{-2}$
7.	ЗТВ 3	-0,61	$1,77 \cdot 10^{-2}$	-0,66	$1,76 \cdot 10^{-2}$

У таблиці шов 1 – аустенітний, а шов 2 і шов 3 – ферито-перлітні.

Електродний потенціал аустенітного шва був позитивним за величиною та сягав -0,31 і -0,45 В відповідно. Зварні шви із ферито-перлітною структурою мало відрізнялися між собою і за значеннями були близькі до потенціалу основного металу.

Найвища корозійна тривкість характерна для аустенітної зони зварного стику (табл. 2.7, рис. 2.22, крива 2) упродовж усього часу випробувань. Густина струму корозії за час випробувань зменшилася в 2,6 рази, хоча дещо зросла інтенсивність катодних процесів, водночас зменшилася анодних [178].

Неоднорідна структура зварних швів зумовлює і електрохімічну гетерогенність за впливу корозивного середовища, що спричиняє формування мікрогальванопар. Саме їх активність визначає швидкість корозії сталей, а ця

активність залежить від інтенсивності катодних електродних реакцій на катодних ділянках, що лімітують корозію. Що більша площа катодних ділянок, то менше гальмуються катодні електродні реакції внаслідок поляризувального впливу анодних ділянок. Отже, активність мікрогальванопар і, відповідно, швидкість корозії сталі зростає зі збільшенням структурної неоднорідності. Внаслідок структурної неоднорідності можливе виникнення локальної корозії по границях зерен у зоні сплавлення, що надалі може призвести до корозійного розтріскування з'єднання.

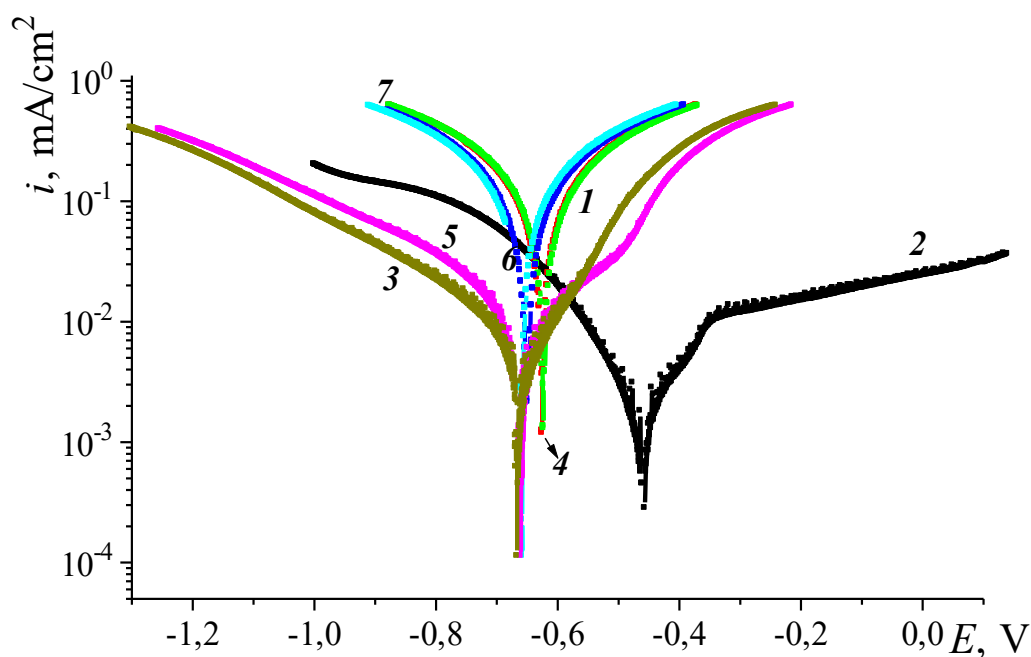


Рисунок 2.22 – Поларизаційні криві досліджуваних зварних швів і ЗТВ після 72 год. експозиції у 3%-му розчині NaCl: 1 – вихідна сталь; 2 – шов 1; 3 – ЗТВ 1; 4 – шов 2; 5 – ЗТВ 2; 6 – шов 3; 7 – ЗТВ 3 [178]

На підставі мікроелектрохімічних досліджень даних зварних швів у розчині МЕХ (рис. 2.23) встановлено, що більша мікроелектрохімічна гетерогенність притаманна швам з аустенітною структурою (рис. 2.23, а). Максимальна різниця між потенціалом основного металу і зварного шва у цьому середовищі – 0,5 В (від -0,4 до +0,1 В). Для швів з ферито-перлітною структурою ця різниця значно менша і дорівнює 0,15 В (рис. 2.23, б).

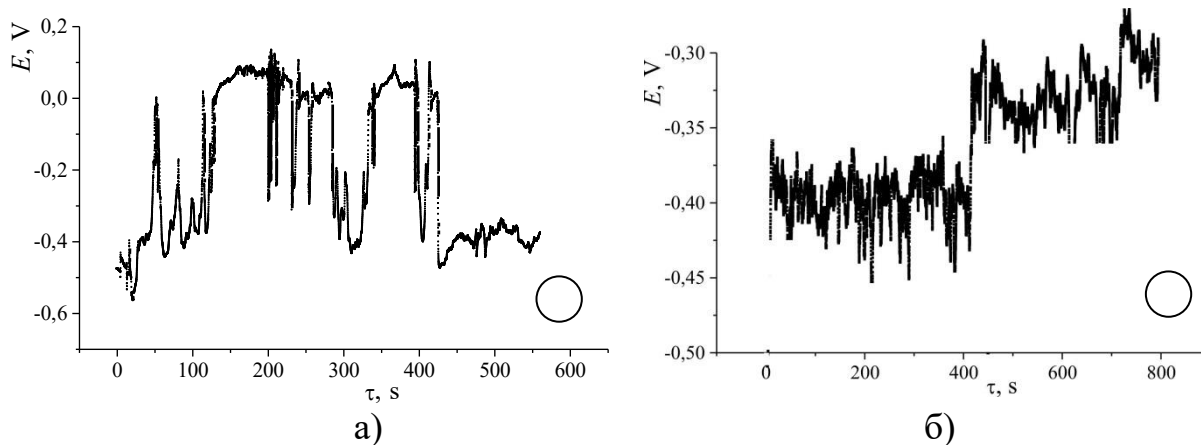


Рисунок 2.23 – Мікроелектрохімічна гетерогенність аустенітного шва (а) і ферито-перлітного (б) [178]

Електрохімічна гетерогенність швів, виконаних електродними дротами Св-08Г2С, є незначною, електродний потенціал зварного шва та основного металу відрізняються всього на 0,15 В у низькопровідному розчині МЕХ і на 0,02 В у 3%-му розчині натрію хлориду. Електродний потенціал зварного шва, виконаного аустенітним електродом Св08Х20Н9Г7Т, у середовищі 3%-го NaCl відрізняється на ~0,2 В, а в розчині МЕХ – на 0,5 В, що повинно б інтенсифікувати локальну корозію металу зони термічного впливу.

Висновки до розділу 2

1. Досліджено особливості формування напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів та силові чинники та впливи, які його обумовлюють. Показано, що надземні ділянки як просторові конструкції потребують додаткового врахування деформації осі трубопроводу та взаємодію з ґрунтом суміжних підземних ділянок. Розглянуто випадок руйнування опорних елементів надземної ділянки МН «Дружба-2» $\varnothing 720 \times 10$ мм від перевантаження, що обумовлено пружним згином трубопроводу під час його спорудження. Визначено шляхи ремонту та зменшення перевантаження опор.

2. Запропоновано спосіб розрахунку та отримано відповідні вирази для встановлення діючого напружено-деформованого стану надземного балкового

переходу в кожусі. Виконано розрахунок для надземного переходу МН «Дружба-1» $\varnothing 530 \times 10$ мм із кожухом $\varnothing 1020 \times 12$ мм із однією проміжною опорою через притоку р. Опір у Карпатах. Визначено коефіцієнт запасу міцності (3,30) трубопроводу та кожуха (2,54) та проведено порівняльний розрахунок методом скінченних елементів, а також експериментальними вимірюваннями надземного переходу.

3. Досліджено напружено-деформований стан двопрогонового балкового переходу трубопроводу $\varnothing 720 \times 10$ мм, що перебуває під дією внутрішнього тиску, поперечних зосереджених сил і розподіленого навантаження та осьової еквівалентної сили. Показано, що внаслідок пружної взаємодії ґрунту та труби спостерігається зменшення навантаження по краях труби та відповідне його зростання на центральну опору. Максимальні згинні моменти зміщуються в підземну частину від краю ґрунту. Досліджено вплив осьової еквівалентної сили на раціональне висотне розташування проміжної опори та на напружено-деформований стан балкового переходу.

4. Вивчено вплив умов експлуатації газотранспортної системи на характеристики навантаження за умов неповного навантаження, зміни величини продуктивності, параметрів ввімкнення шляхового відбору тощо. Показано, що в магістральному газопроводі можуть виникати коливання різної амплітуди та частоти. Показано, що виникаючі несподівані нестационарні процеси транспортованого газу також призводять до втомних навантажень.

5. Досліджено умови втомного руйнування високоміцної сталі за умов застосування зварних швів різного структурного складу та комбінованого виконання швів. Встановлено, що метал шва зварних з'єднань, отриманих електродами феритного і аустенітного типів, має вищу тріщиностійкість порівняно з основним металом, але лише в межах другої ділянки кінетичних діаграм втомного руйнування, тоді як на першій і третій їх показники гірші. Фрактографічно показано, що зниження опору росту втомних тріщин в чисто аустенітних швах спричинене гарячими тріщинами, а в змішаних ферито-аустенітних — неприпустимо великими шлаковими включеннями в зоні між підкладкою в корені шва та основним металом шва.

6. Оцінено опір крихкому руйнуванню металу різних зон зварних з'єднань на сталі високоміцної сталі трубного типу, отриманих з використанням електродів різного фазового складу або за їх поєднання. Встановлено, що незалежно від зони зварного з'єднання, в якій виконували надріз на зразку, найвищою ударною в'язкістю володіє метал шва, одержаний аустенітним електродом, а найнижчою – за поєднання аустенітного (корінь шва) і феритно-перлітного (заповнювального). Незалежно від вжитих електродів ударна в'язкість металу зони термічного впливу завжди була найнижча і тому саме вона визначала роботоздатність зварних з'єднань за динамічних навантажень. Фрактографічно підтвердили, що аустенітні електроди є оптимальними для зварювання листів із високоміцної сталі, оскільки забезпечують найвищу енергоємність їх руйнування за динамічних навантажень.

7. Досліджено корозійну тривкість зварних з'єднань високоміцної сталі із різними типами зварних швів. Встановлено, що найвища корозійна тривкість характерна для аустенітної зони зварного стику упродовж усього часу випробувань. Однак, використання аустенітних електродів характеризується істотно відмінними електродними потенціалами порівняно із основним металом. Особливо це небезпечно в зоні термічного впливу зварного з'єднання та пришвидшує корозійні процеси матеріалу.

РОЗДІЛ 3 ДОСЛІДЖЕННЯ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ

3.1 Аналіз характеру та властивостей зварних з'єднань ГНТС

Відомо [16, 17, 37, 97, 132, 182], що в трубопровідній галузі, особливо для магістральних трубопроводів, сталь є одним із основних конструкційних матеріалів. Сталі характеризуються різним хімічним складом, фізико-механічними властивостями та призначенням, зварювальні дугові процеси є одним із головних способів їхнього з'єднання для отримання заданих конструкційних елементів. Тому важливо вивчити основні типи зварних з'єднань та зварних швів, які застосовні в трубопровідній галузі. Розкриття цього питання потребує розгляду найбільш застосовних конструктивних елементів. Зважаючи на переважальне використання трубних елементів в системі ГНТС, доцільно вивчити саме характерні для них типи зварних з'єднань.

3.1.1 Характеристика основних типів зварних з'єднань та швів ГНТС.

Вивчення конструктивного елементу типу труби ГНТС показує, що найпоширенішими є стикові з'єднання торців труб для отримання безперервної нитки трубопроводу. Залежно від способу виготовлення труби також можуть бути випадки застосування безшовних суцільнотягнутих труб (рис.3.1, а), або труби із повздовжнім стиковим швом (рис.3.1, б). Перші, безшовні труби, найчастіше іноземного виробництва, доволі широко впроваджувалися під час спорудження другої нитки магістрального нафтопроводу «Дружба». На рис.3.1, а можна спостерігати технологічні особливості формування безшовної труби $\varnothing 720 \times 10$ мм, коли зовнішня поверхня має незначну гофристість. Однак, складність виготовлення, особливо труб великого діаметру, обумовила використання технологій, які передбачають виконання повздовжнього зварного шва. Такі труби широко застосовуються в усьому діапазоні застосовних типорозмірів для трубопровідної галузі.



Рисунок 3.1 – Типові конструкції труб для ГНТС: а) безшовна труба МН;
б) магістральна труба із повздовжнім зварним швом

Отже, в обох випадках застосовуються стикові зварні з'єднання із стиковими зварними швами [16, 17, 37, 132, 182]. Відмінність у таких з'єднаннях полягає в формі зварного шва та застосованій конструкції. Тобто, для стиків труб використовуються кільцеві зварні шви, які через особливості оболонкової конструкції істотно обмежені в деформаційній спроможності у поперечному перерізі та менше вздовж твірної. Цей фактор призводить до особливостей формування плоского напруженого стану залишкових зварювальних напружень та їхньому розподілі по нормалі до осі зварного шва. Щодо стикового зварного шва вздовж твірної труби, то тут плоский напружений стан більш характерний для зварювання необмежених пластин між собою. Особливо це помітно на трубах великого діаметру, коли вплив кільцевої форми труби не є суттєвим. Особливими є таврові та кутові зварні з'єднання, характерні для вварювання елементів в стінку труби або здійснення різноманітних перехрещень, відгалужень труб, вварювання трубної арматури тощо. Залежно від конструктивного виконання, можливі стикові та кутові зварні шви. Самі шви зазвичай мають кільцеву замкнену форму для відтворення стикувального контуру перетину окремих елементів. Широке використання отримали різнотовщинні зварні з'єднання, коли потрібно використовувати різноманітні прийоми для стикування труб різної товщини або труб із трубою арматурою [183 – 186].

Залежно від способу зварювання, товщини трубчастих елементів, технологічних особливостей складання та виконання з'єднань, можливі різні конструктивні форми підготовки торців труб. Відомо [17, 120, 37, 132, 182], що потужність дугового розряду, погонна енергія процесу, додаткові технологічні прийоми типу лазерного променя, можуть по різному впливати на проплавляючу здатність процесу та формування зварного стику. Сучасна практика зварювальних процесів у трубопроводному транспорті здебільше ґрунтується на дугових процесах, тому нижче проаналізовано саме їхні технологічні особливості.

Для різних технологічних схем дугового зварювання важливим є застосування спеціально підготовлених торців труб для забезпечення проплавлення за всією товщиною труби. Найбільш застосовним з технологічного погляду є взаємно паралельне складання плоских торців труб. Можливе використання спеціальних підкладок для формування зворотної сторони зварного шва типу плавких чи неплавких мідних підкладок, такі що нерухомо закріплені в поперечному перерізі стику, або рухомих разом із зварювальною головкою тощо. Для ручного дугового зварювання також застосовуються попередні підварювальні шви, або одностороннє зварювання із формуванням відповідного кореневого валика. Щодо автоматизованих способів зварювання можливі також процеси із керованим формуванням кореневого шва, двостороннє зварювання з обертанням труб на спеціальних станах тощо. Останній процес має переважальне використання для повздовжніх стикових з'єднань труб. Часто виникають ситуації, коли проплавляючої здатності процесу є недостатньо для формування стику без спеціальної підготовки торців труб. Тоді використовуються різноманітні способи підготовки торців труб для виконання процесу за декілька проходів. Тому доцільно виділити характерні спеціальні способи підготовки торців труб для застосування стикових зварних з'єднань (рис.3.2). Аналогічно може застосовуватися одна з типових підготовок торців у разі таврових або кутових зварних з'єднань трубопроводних елементів.

Характер попередньої підготовки торців труб визначається особливостями технологічного процесу та умовами виконання процесу зварювання. Важливо

зважати на фізико-механічні характеристики матеріалу труб, які обумовлюють особливості протікання структурно-фазових перетворень («реакція» матеріалу на термічний цикл зварювання) та формування залишкових зварювальних деформацій. Тому характер заповнення підготовленого стику може бути одно- чи багат шаровим або багатопрохідним для регулювання (частіше зменшення) тепловкладення в зварний стик [17, 120, 37, 132, 182].

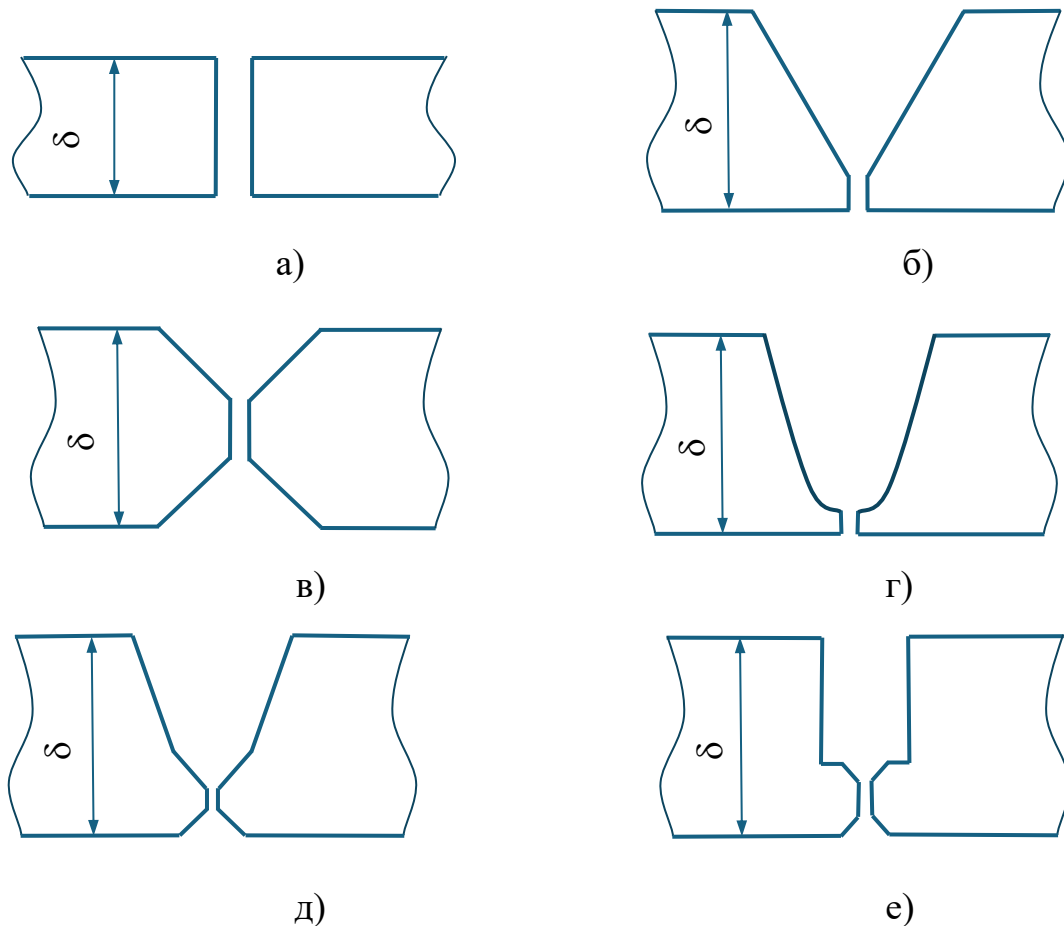


Рисунок 3.2 – Типові підготовки торців зварних з'єднань труб: а) без розробки торців; б) одностороння V-подібна; в) двостороння X-подібна; г) криволінійна U-подібна; д), е) комбінована; δ – товщина стінки труби

Стикування труб без спеціальної розробки (рис.3.2, а) зазвичай виконується двостороннім зварюванням та характеризується малою кількістю наплавленого електродного металу. Однак, такі умови реалізуються на спеціальних дільницях або комплексах. Частішою є попередня підготовка торців, особливо якщо цей процес виконується в польових умовах. Варто зазначити, що V-подібна підготовка (рис. 3.2,

б) є найпростішою в реалізації, зокрема безпосередньо на місці спорудження трубопроводу. Однак, вона потребує значного об'єму наплавлення зварного шва та характерна, відповідно, значним тепловкладенням. Менший поперечний переріз шва досягається за двосторонньої Х-подібної (рис.3.2, в) розробки, але вона складніша в реалізації в польових умовах, потребує обертання стику труб навколо своєї осі. Найменші об'єми наплавленого металу типово отримують під час U-подібної (рис.3.2, г) та комбінованої (рис.3.2, д, е) розробках, а відповідно, й мінімальне тепловкладення в матеріал труб. Комбіновані розробки характерні для спеціально розроблюваних технологій зварювання. Однак, цей тип розробок складно реалізувати та отримати поза цеховими умовами. Тому часто виготовляють та постачають труби із зазначеними складними попередньо підготовленими торцями труб. Детально аналіз характерних розробок, виконання зварних швів та їхній вплив на техніко-економічні характеристики виготовлення зварних стиків наведено в роботах [17, 120, 37, 132, 182].

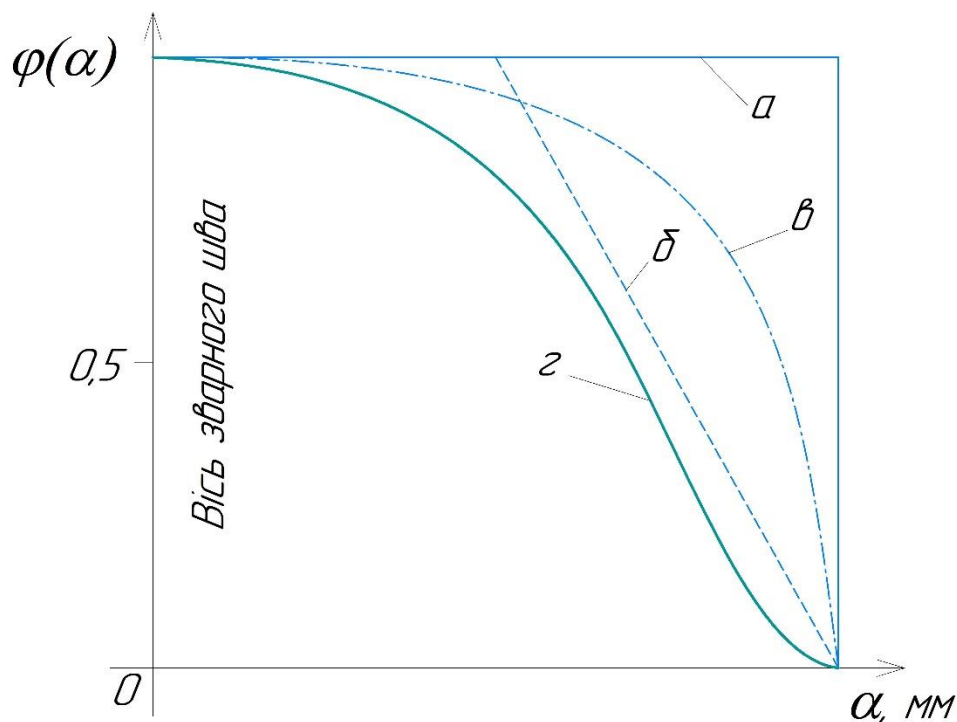
Отже, сучасна трубопровідна промисловість характеризується широким діапазоном підготовки торців та особливостями стикування трубних елементів. На реальному діючому об'єкті складно оцінити характер підготовки торця та врахувати у наступному обчисленні тепловкладення в зварний стик труб чи трубних елементів. Інформація про реалізацію підготовчих операцій на конкретному зварному стику та особливості техніки його реалізації не завжди доступна. Внаслідок діагностування тривало експлуатованих об'єктів ГНТС обумовлює застосування комбінованих підходів, за яких експериментальна інформація та експертна оцінка дають уточнені дані для реалізації подальшого математичного моделювання. До того ж широке застосування зварних з'єднань потребує постійного удосконалення методів діагностики роботоздатності тривалоексплуатованих металоконструкцій. Зважаючи, що найчастіше відмови спостерігаються в околі зварних швів, важливим є оцінювати діючий напружений стан із врахуванням характеристик матеріалу зварного з'єднання. Відомо [16, 17], що в околі зварного шва формується зона термодеоформаційного впливу, яка має безпосередній вплив на характер залишкових зварювальних напружень. Тому

знання характеристик такої зони є важливим елементом умов забезпечення міцності зварної ділянки трубопроводу.

3.1.2 Особливості формування пластичних деформацій під час зварювання сталей швами різних типів. Розуміння того, що пластичні деформації металу в околі зварного стику призводять до залишкових зварювальних напружень, виникло відразу після впровадження зварювальних технологій у промисловість. Зокрема однією з перших була робота Є. О. Патона та його учнів, опублікована ще на початку минулого століття. У цій роботі подано результати вивчення характеру функції осадження матеріалу в околі зварного шва внаслідок зварювання та її вплив на міцність різних типів зварних стиків та конструкцій, зокрема трубчастих елементів із кільцевими швами [16, 17]. Запропоновані в цій роботі підходи були отримані на підставі результатів руйнівних експериментальних методів вимірювання залишкових деформацій та заклали основу до розвитку більшості сучасних розрахункових та експериментально-розрахункових методів визначення залишкових напружень. Здебільшого, залежно від прийнятого опису осадкових явищ в околі зварного шва, ці методи мають відповідні назви: фіктивної осадної сили, умовних пластичних деформацій, заданих зон рівномірного осадження, заданих об'ємів укорочення тощо. Отже, одним з головних завдань є правильне (з фізичного і математичного поглядів) визначення компакту множини функцій, що описують поле залишкових зварювальних пластичних деформацій, які для різних класів сталей можуть істотно різнитися між собою.

Для матеріалів (сталей), які не схильні до низькотемпературних структурних перетворень, характер залишкових деформацій є близьким до прямокутного, або більш плавного трапецієвидного вигляду. Ці деформації є суцільними та нерозривними на всьому проміжку свого відображення і досягають свого максимуму на осі зварного шва. На практиці зображають такі пластичні деформації за допомогою відповідних графічних та функціональних залежностей ($\varphi(\alpha)$), де α безрозмірна координата, що показано на рис.3.3.

Відповідно до цього, прийняте припущення Трочуном І.П. [17] про прямокутний характер (рис. 3.3, а) поля деформацій призводить до стрибкоподібної



а – метод Трочуна І. П. [17]; б – метод Ніколаєва Г. А. [16];

а – метод Трочуна І. П. [17]; б – метод Ніколаєва Г. А. [16];

в – метод Підстригача Я. С. і Осадчука В. А. [28, 127]; г – згідно з [94].

Наступне наближення (рис. 3.3, в) прийнято в роботах Підстригача Я. С. і Осадчука В. А. [28, 127], де таке поле пластичних деформацій описується поліноміальною залежністю із максимальним третім ступенем. Це забезпечило більше наближення обчислюваних напружень до існуючих в природі та зумовлених термічним циклом зварювання. Однак аналогічно до попередніх варіантів, крайова умова гладкості вкінці поля деформацій не забезпечується повною мірою. Тому за певних умов можливі значення обчислених напружень, які змінюються стрибкоподібно. В роботах [17, 94, 187, 188] запропоновано функціональну залежність у вигляді поліному із максимальним шостим ступенем, що задовольняє умови гладкості та неперервності на всьому проміжку існування пластичних

деформацій. Це дало змогу отримати наближення до реальних умов формування залишкових зварювальних напружень в конструкційних металах, що не схильні до утворення структур гартування за низьких температур. Зокрема до таких варто зарахувати клас матеріалів, які характеризуються як низьковуглецеві та низьколеговані сталі для магістральних трубопроводів.

Належить зазначити, що запропонована залежність за певних значень обчислювальних коефіцієнтів дає змогу описати складніші умови формування залишкових напружень. Зокрема в роботах [17, 188] показано умови отримання поля пластичних деформацій, коли максимальні значення виникають на ділянках, що прилягають до осі зварного шва. Сімейство кривих є доволі широким за своєю зміною. Однак, регулювання максимальних значень відносно осі зварного шва є дещо утрудненим. Тому доцільним є перейти до складнішого класу функціональних залежностей.

Сучасні тенденції в створенні нових конструкцій трубопровідного транспорту спрямовані на зменшення металомісткості. Однією з основних проблем є забезпечення необхідних експлуатаційних властивостей з'єднань із високоміцних сталей. Напружено-деформований стан у таких зварних з'єднаннях характеризується значними градієнтами в локальних об'ємах [188 – 190]. Причиною цього є істотні зміни фазового та структурного стану, які відбуваються в зоні термодеоформаційного впливу, що утворюються в основному металі під дією зварювання, а також отриманням зварного шва, який за своїм хімічним складом, властивостями та структурою значно відрізняється від зварюваного металу. Зокрема завдяки відмінності в питомому об'ємі матеріалів зварного шва, навколошовних ділянок та основного матеріалу виникають додаткові, так звані структурні напруження. Вони формуються на стадії охолодження зварного стику, так звані низькотемпературні перетворення [58, 61]. Як наслідок, окремі ділянки із розтягувальним напруженням можуть локально зменшуватися та, інколи, переходити в стискальні. Часто максимум розтягальних напружень зміщується із осі зварного шва в навколошовні ділянки. Така градієнтність залишкових напружень призводить до різкого зменшення тріщиностійкості матеріалу та

зростання його пошкоджуваності. Для вибору множини компонент поля пластичних деформацій, яка виникає під час зварювання труб і локалізована в околі шва, можна скористатися рівнянням узагальненого закону Гука та доступною інформацією про їх розподіл. Априорно приймається, що у разі плоского напруженого стану рівна нулевій одна-, а одновісного – рівні нулевій дві компоненти пластичних деформацій [137, 191, 192].

Для конкретизації результатів досліджень використано експериментальні дані розподілу залишкових зварювальних напружень, отриманих методом голографічної інтерферометрії. Дослідження виконувалися на поверхні зварних з'єднань високоміцної сталі 14ХГ2САФД, наведені в роботі [58]. Тут досліджувалися з'єднання із зварними швами різного хімічного складу та структури – бейніто-мартенситної, ферито-перлітної та аустенітної. Для визначення поля пластичних деформацій використаємо рівняння узагальненого закону Гука. Відомо [16, 17], що повну деформацію під час зварювання можна описати так (3.1):

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_{xx} &= \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_{xx} - \mu(\sigma_{yy} + \sigma_{zz}) \right] + \varepsilon_{xx}^0 \\ \varepsilon_{yy} &= \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_{yy} - \mu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) \right] + \varepsilon_{yy}^0 \\ \varepsilon_{zz} &= \frac{1}{E} \cdot \left[\sigma_{zz} - \mu(\sigma_{yy} + \sigma_{xx}) \right] + \varepsilon_{zz}^0 \end{aligned} \right\} \quad (3.1)$$

Напрямки дії деформацій вибрано згідно з рис. 3.4. У разі плоскої деформації ($\varepsilon_{yy} = 0$) осьові напруження можна записати як $\sigma_{yy} = \mu(\sigma_{xx} + \sigma_{zz}) - E \cdot \varepsilon_{yy}^0$.

Вважаючи, що на поверхні пластини напруження σ_{zz} є відсутні, отримуємо формулу для обчислення компонентів поля пластичних деформацій:

$$E\varepsilon_{yy}^0 = -\sigma_{yy} + \mu\sigma_{xx} \quad (3.2)$$

Використовуючи експериментальні дані розподілу напружень, що наведені у роботах [58, 61, 192], отримуємо загальний вигляд поля пластичних деформацій у зварюванні сталей, схильних до аустеніто-мартенситного перетворення під дією термічного циклу зварювання.

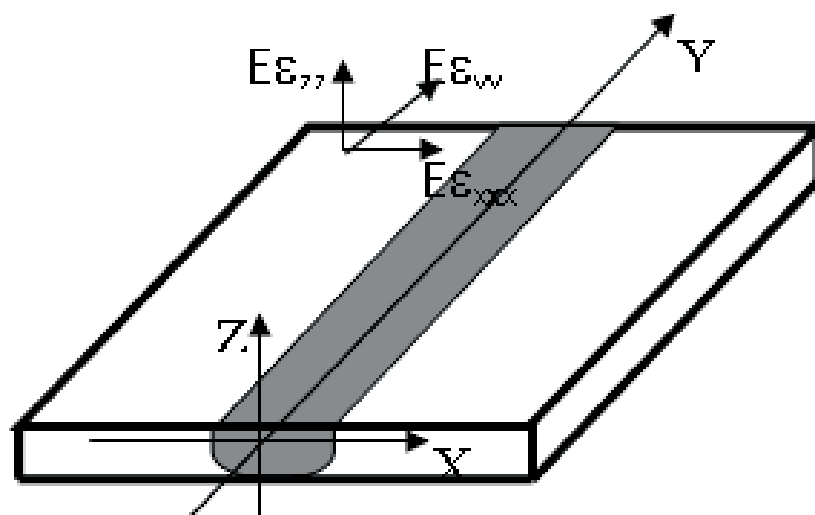


Рисунок 3.4 – Схема деформування металу зварного з'єднання

На підставі викладеного вище, отриманих численними та експериментальними методами даних [17, 188 – 194], отримано апроксимації полів пластичності у сталях схильних до гартування, їх узагальнене графічне відображення характеру зміни в околі зварного шва наведено нижче на рис. 3.5.

Для отримання функції, яка характеризує зміну деформацій вздовж твірної труби, доцільно виконувати розділення зазначеної кривої на декілька окремих частин. Описуються ці частини кривої окремими простими функціональними залежностями. Такий підхід дає змогу точніше описати характер пластичних деформацій у разі наявності сумарної дії пластичних деформацій від температурного впливу та структурних перетворень у шві та навколо шовних ділянках. Далі здійснюється поєднання таких функціональних залежностей відповідно до прийнятих припущень та інтерпретації пластичних деформацій. Зокрема в роботі запропоновано такі функціональні залежності із врахуванням особливостей зміни пластичних деформацій в околі зварного шва.

У разі відсутності стискальних деформацій, але зміщенні максимуму відносно осі зварного шва в зону термічного впливу з'єднання, доцільно використовувати залежність, яка показана на рис. 3.5. Це дає змогу дещо зменшити кількість невідомих параметрів, що підвищує точність їхнього встановлення. Для представлення функції, яка характеризує зміну деформацій вздовж твірної труби, застосуємо таку систему рівнянь (3.3):

$$\begin{cases} \phi_1(\alpha) = p_1 + p_2 \frac{\alpha^2}{\alpha_0^2} + p_3 \frac{\alpha^3}{\alpha_0^3} \\ \phi_2(\alpha) = p_4 \frac{\alpha^2}{\alpha_0^2} + p_5 \frac{\alpha^3}{\alpha_0^3} + p_6 \frac{\alpha^4}{\alpha_0^4} \end{cases} \quad (3.3)$$

де $\phi_1(\alpha)$ – описує криву на відрізку від осі шва до α_{0m} ; $\phi_2(\alpha)$ – описує криву на відрізку від α_{0m} до α_0 ; $p_1 \dots p_6$ – коефіцієнти функцій.

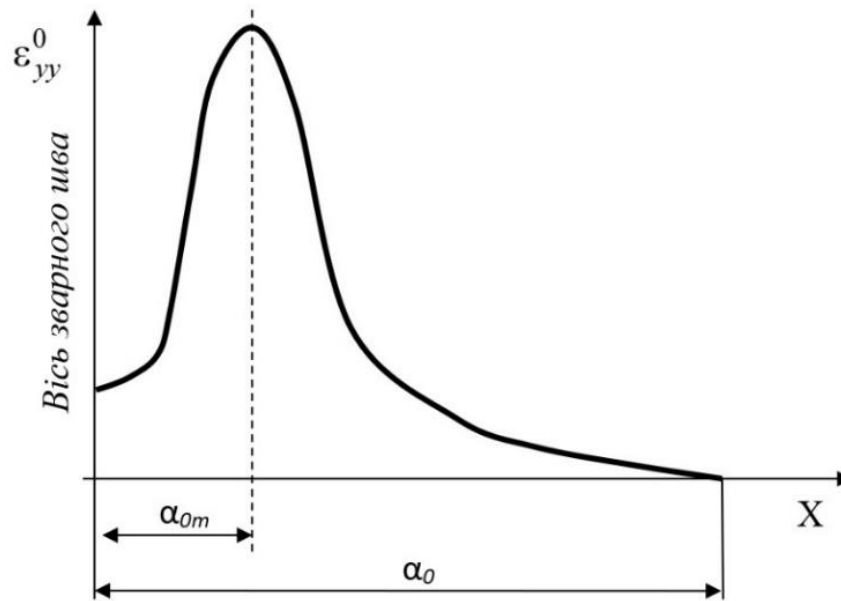


Рисунок 3.5 – Характер зміни залишкових пластичних деформацій у зварному з'єднанні сталей, схильних донизькотемпературних перетворень

Якщо прийняти, що величина залишкових пластичних деформацій на осі зварного шва складає деяке значення A , досягає максимального рівня на відстані α_{0m} , спадає до нуля на відстані α_0 , то для знаходження невідомих параметрів $p_1 \dots p_6$, які задовольняють умовам сходження двох функцій та гладкості, застосовують систему рівнянь (3.4):

$$\left. \begin{aligned} \phi_1(0) &= A \\ \phi_1(\alpha_{0m}) &= \phi_2(\alpha_{0m}) \\ \phi_1'(\alpha_{0m}) &= \phi_2'(\alpha_{0m}) \\ \phi_2(\alpha_0) &= 0 \\ \phi_2'(\alpha_0) &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3.4).$$

Розв'язуючи систему (3.4) відносно p_4 отримуємо значення невідомих параметрів:

$$\begin{aligned} p_1 &= A, p_2 = -3 \cdot A \cdot \frac{\alpha_0^2}{\alpha_{0m}^2} + p_4 \cdot \left(1 - \frac{\alpha_{m0}^2}{\alpha_0^2}\right), \\ p_3 &= 2 \cdot A \cdot \frac{\alpha_0^3}{\alpha_{0m}^3} - 2 \cdot p_4 \cdot \left(1 - \frac{\alpha_{m0}}{\alpha_0}\right), p_5 = -2 \cdot p_4, p_6 = p_4. \end{aligned} \quad (3.5)$$

Використовуючи розв'язки (3.5) було отримано формули для обчислення відмінних від нуля компонентів $\sigma_{\alpha\alpha}$ та $\sigma_{\beta\beta}$ тензора напружень, що наведені в роботах [17, 30, 33]. Тут невідомими є параметри поля пластичних деформацій, а саме: ширина поля (α_0), коефіцієнт (p_4), що задає кривизну графіка функції поля, максимальна величина пластичних деформацій (ε_0^*), величина пластичної деформації на осі шва (A), відстань від осі шва до максимальних пластичних деформацій (α_{0m}).

Для знаходження невідомих параметрів (α_0 , p_i , A , α_{0m}) аналогічно до попереднього будується функціонал, який являє собою суму середньоквадратичних відхилень між величинами теоретично розрахованих характеристик поля напружень та відповідними їм комбінаціями напружень, котрі можна отримати експериментальним шляхом.

Запропоновані функціональні залежності дають змогу охопити характер та величину пластичних деформацій не лише сталей підвищеної міцності, що з'єднуються швами різних типів. За тих чи інших значень параметрів функцій можна отримати залежності, що відповідають зварюванню матеріалів без низькотемпературних залишкових структурних перетворень.

3.1.3 Вплив параметрів поля пластичних деформацій на характер і величину залишкових зварювальних напружень [17, 195]. Нище проаналізовано вплив параметрів режиму зварювання на напружений стан у стиках труб. Зокрема, на підставі проведених експериментів та аналізу літературних даних встановлено, що визначальним на характер поля, а отже, на напруження, є його розміри та

градієнтність. Збільшення погонної енергії призводить до зростання ширини поля та, аналогічно, зростання концентрації теплового потоку до градієнту поля. Способи зварювання, які розглядаються в роботі, можна розташувати так у напрямку зростання погонної енергії та зменшення її концентрації: зварювання під шаром флюсу; ручне дугове зварювання; зварювання в середовищі захисних газів. Отже, за зварювання в середовищі газів поле буде мати найменші розміри та найвищий градієнт, а за зварювання під шаром флюсу характер поля буде близький до прямокутного із найбільшими розмірами. Ручне дугове зварювання має проміжне положення (рис. 3.6). Також для кожного способу зварювання, згідно з нормативними документами, допустима така комбінація параметрів режиму зварювання, що спричиняє зміну лінійних розмірів зони пластичних деформацій. Вплив на характер поля пластичних деформацій має також кут розроблення крайок.

Беручи до уваги сказане вище, було досліджено вплив параметрів поля пластичних деформацій та способ зварювання на компоненти напруженого стану. Для моделювання було використано прямий розв'язок експериментально-розрахункового методу та програмне забезпечення, створене в середовищі MathCAD [17]. Розглядалися напруження, які діють в осьовому та кільцевому напрямках. Кільцеві напруження порівнювалися з метою визначення закономірностей їхнього розподілу на внутрішній $\sigma_{\beta\beta}mR(\alpha)$ та зовнішній $\sigma_{\beta\beta}pR(\alpha)$ поверхнях. Враховуючи те, що осьові напруження симетрично розподілені на внутрішній та зовнішній поверхнях і відрізняються лише знаком, то розглядалися лише компоненти на зовнішній поверхні $\sigma_{\alpha\alpha}pR(\alpha)$. Тут спостерігаються характерні напруження розтягу в осьовому напрямку на осі шва. Вони є важливішими з огляду на можливе прогнозування довготривалої міцності зварних стиків труб та ймовірності виникнення тріщин.

За визначальні фактори впливу на напруження взято параметри p та α_0 . Перший з них (p) характеризує градієнтність поля пластичних деформацій вздовж осі труби та залежить від способу зварювання. Досліджено розподіли напружень зі значеннями p в інтервалі від 0 до 2, що відповідає прийнятій схемі. Другий фактор

(α_0) залежить від потужності дугового розряду (погонної енергії зварювання) та непрямо – від кута розроблення крайок. Під час дослідження його зміна приймалася у діапазоні від 10 до 40 мм.

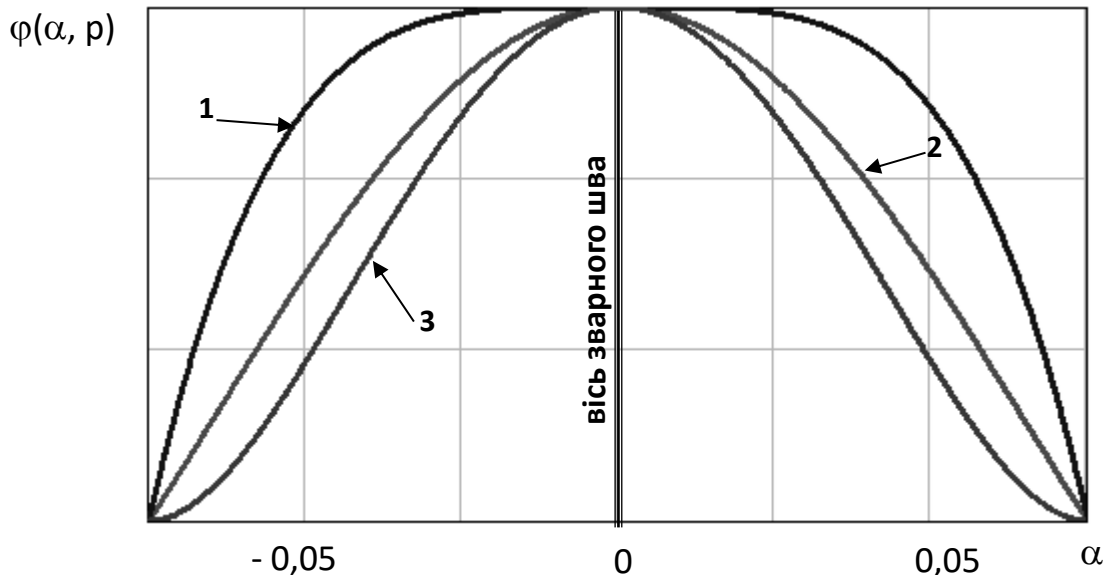


Рисунок 3.6 – Характер поля пластичних деформацій з різними способами зварювання: 1 – під шаром флюсу; 2 – в середовищі газів; 3 – з ручним дуговим зварюванням

Здійснений аналіз літературних даних та експериментальних досліджень показав, що типовий характер поля пластичних деформацій, зокрема – його градієнтність, залежать від способу зварювання. Для ручного дугового зварювання параметр ρ близький до 1,5, а $\rho = 0$ та $\rho = 2$ є характерними для зварювання під шаром флюсу та в середовищі газів відповідно.

Однак, залежно від прийнятої технології та особливостей накладання зварювальних валиків можливі зміни значення цього параметра. Наприклад, зростання швидкості зварювання під шаром флюсу збільшує градієнтність поля, і параметр ρ зростає. Аналогічно, зменшення швидкості переміщення дуги з ручним дуговим зварюванням викликає зниження градієнтності поля, а параметр ρ спадає. Напружений стан моделювався для зварного з'єднання стику труб діаметром 1220 мм і товщиною стінки 12 мм. Аналіз закономірностей зміни розподілів напружень

із зміною ширини поля пластичних деформацій (від 10 до 40 мм із кроком 5 мм) для значення показника градієнтності поля деформацій p детально розкрито в [17].

3.2 Вплив залишкових напружень на граничну рівновагу трубопроводу з внутрішньою тріщиною довільної конфігурації

Експлуатація трубопроводу упродовж тривалого часу в умовах циклічної зміни експлуатаційного тиску, перепадів температури, залишкових технологічних напружень, протікання корозійних процесів, деформації осі трубопроводу внаслідок зміщення опор, усадки та вимивання ґрунтів тощо призводить до виникнення дефектів у тілі труби, зміни фізико-механічних, зокрема міцнісних, характеристик трубопроводу. Ці ж умови навколишнього середовища сприяють підростанню дефектів тіла труби, що виникли під час її виготовлення, транспортування та побудови трубопроводу. Будучи концентраторами напружень дефекти істотно знижують його надійність. Тому виникає гостра проблема діагностики технічного стану тіла труби, оцінки залишкового ресурсу магістральних трубопроводів, придатності їх до подальшої експлуатації. Робочі методи виявлення дефектів (візуальний огляд, товщинометрія, дефектоскопія, внутрішній інтелектуальний поршень тощо) показали, що найбільше їх спостерігається на ділянках зварного шва. Сам шов є теж концентратором напруження, оскільки біля нього наявні зварні залишкові напруження та різка зміна міцнісних характеристик металу на межі зони термічного впливу та основного металу труби. Під час побудови розрахункової схеми дослідження напруженого деформованого стану зварного з'єднання магістрального трубопроводу трубу будемо моделювати нескінченною ортотропною (трубопроводи виготовлені з прокату або методом прокату) замкнутою циліндричною оболонкою з кусково постійними фізико-механічними характеристиками, а поверхневі та внутрішні дефекти (тріщини, вкраплення, надрізи, непровари тощо) з гострими кутами еквівалентними внутрішніми тріщинами [27, 93]. Тут еквівалентність розуміється

в сенсі забезпечення однакової міцності труби з реальними дефектами та модельною тріщиною.

Отже розглянемо ортотропну безмежну замкнуту циліндричну оболонку, серединна поверхня якої зарахована до лінії кривини α, β , що зварена із двох півбезмежних частин поперечним швом $|\alpha| < \alpha_1$ ($\alpha_1 = l_1/R$; l_1 – ширина зони термічного впливу R – радіус серединної поверхні оболонки). Будемо вважати, згідно з результатами експериментальних досліджень [93], що основний матеріал оболонки та метал зони термічного впливу мають однакові пружні характеристики (модулі пружності E_i та коефіцієнти Пуассона μ_i), але різні пороги текучості та границі міцності у напрямку, перпендикулярному до тріщини, відповідно σ_{T1} , σ_{T2} та σ_{B1} , σ_{B2} .

Формулювання задачі. Оболонка завтовшки $2h$ ослаблена поздовжньою внутрішньою тріщиною завдовжки $2l_0$. Глибина тріщини задається двома гладкими кривими $d_1(\alpha)$ та $d_2(\alpha)$ (рис. 3.7). Тріщина розміщена вздовж координатної лінії $\beta = 0$; початок координат в її центрі [93].

Вважатимемо, що оболонка та береги тріщини завантажені лише симетричними відносно її площини зусиллями та моментами. Під час деформації береги тріщини не контактують. Обмежимося розглядом глибоких тріщин ($\min(d_1 + d_2) \leq 0,4h$).

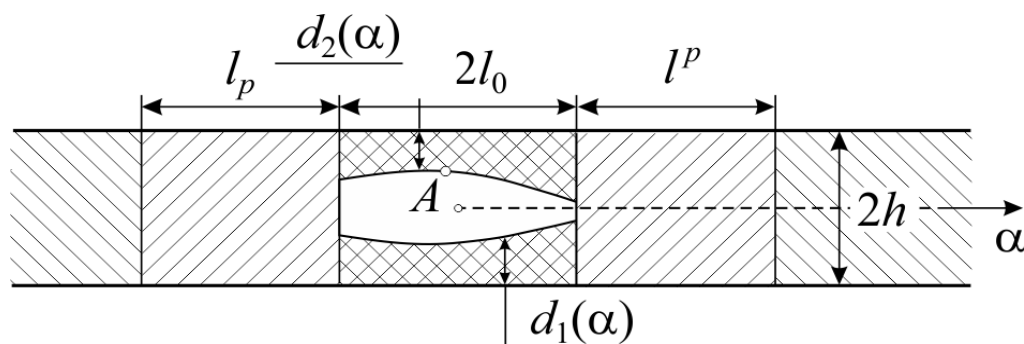


Рисунок 3.7 – Схема розміщення внутрішньої тріщини та пластичних зон

Площа тріщини, рівень зовнішнього навантаження та властивості матеріалу передбачаємо такими, що на її продовженні по всій товщині оболонки вузькою

смугою розвиваються пластичні деформації. Тепер, відповідно до аналога δ_c -моделі [27, 93, 200], зони пластичної деформації замінимо поверхнями розриву пружних переміщень і кутів повороту, а реакцію матеріалу пластичної зони на пружну – відповідними зусиллями та моментами. Вважатимемо, що на продовженні тріщини в глибину до зовнішньої і внутрішньої поверхонь оболонки, тобто відповідно в області $\alpha \in]-\alpha_0; \alpha_0[$; $\gamma \in [-h; -h + d_1] \cup [h - d_2; h]$ ($\alpha_0 = l_0 / R$; γ – нормальна до серединної поверхні координата), діють постійні напруження:

$$\sigma_0 = \begin{cases} (\sigma_{B2} + \sigma_{T2}) / 2, & |\alpha| < \alpha_1 \\ (\sigma_{B1} + \sigma_{T1}) / 2, & \alpha_1 \leq |\alpha| < \alpha_0. \end{cases} \quad (3.6)$$

У пластичних зонах на продовженні тріщини по довжині, тобто в областях $\gamma \in [-h; h]$, $\alpha \in]-\alpha_p; -\alpha_0[\cup]\alpha_0; \alpha^p[$ ($\alpha_p = l_p / R$; $\alpha^p = l^p / R$; l^p, l_p – довжини пластичних зон на продовженні тріщини по її довжині) діють невідомі нормальні зусилля N_p^i та згинні моменти M_p^i ($i = 1, 2$), які протидіють розкриттю тріщини та задовольняють умову пластичності тонких оболонок [27, 93].

Отже в рамках прийнятого аналога δ_c -моделі пружно-пластичну задачу про граничну рівновагу оболонки з внутрішньою тріщиною заданої довжини $2l_0$ зведено до задачі про пружну рівновагу такої ж оболонки з фіктивною наскрізною тріщиною невідомої довжини $2l_2 = 2l_0 + l_p + l^p$, на берегах якої виконуються умови [93]:

$$f_1(\alpha) = \begin{cases} N_2^1 + N^l + N^* - N_2^0, & |\alpha| \leq \alpha_0, \\ -N_2^0 + N_p^1, & \alpha_0 < \alpha < \alpha_0 + \alpha_p, \\ -N_2^0 + N_p^2, & -\alpha_0 - \alpha^p < \alpha < -\alpha_0. \end{cases} \quad f_1(\alpha) = \begin{cases} M_2^1 + M^l + M^* - M_2^0, & |\alpha| \leq \alpha_0, \\ -M_2^0 + M_p^1, & \alpha_0 < \alpha < \alpha_0 + \alpha_p, \\ -M_2^0 + M_p^2, & -\alpha_0 - \alpha^p < \alpha < -\alpha_0. \end{cases} \quad (3.7)$$

Тут N_2^1 , M_2^1 – зусилля та момент, прикладені до берегів реальної тріщини; N_2^0 , M_2^0 – ці ж параметри на лінії тріщини в суцільній оболонці, зумовлені зовнішнім навантаженням; N^* , M^* – залишкові зусилля та момент, що зумовлені наявністю зварного шва, методи визначення яких у звареній кільцевим швом циліндричній оболонці наведені в роботах [28, 127]; N^l , M^l – нормальне зусилля та згинний момент, які є реакцією матеріалу на розрив внутрішніх зв'язків над і під внутрішньою тріщиною та які згідно з прийнятими припущеннями про напружений стан в цих зонах визначаємо за формулами:

$$N^l(\alpha) = \sigma_0 \left(\int_{-h}^{d_1(\alpha)} d\gamma + \int_{d_2(\alpha)}^h d\gamma \right), \quad M^l(\alpha) = \sigma_0 \left(\int_{-h}^{d_1(\alpha)} \gamma d\gamma + \int_{d_2(\alpha)}^h \gamma d\gamma \right). \quad (3.8)$$

Основні співвідношення анізотропної циліндричної оболонки з тріщиною. В рамках уточненої теорії оболонок типу Тимошенка систему десятого порядку п'яти диференціальних ключових рівнянь, що враховують наявність тріщини, запишемо в матричному вигляді [27, 93, 201, 202]

$$\hat{L}^* \bar{u} = R \hat{M}_1^{*T} \bar{\epsilon}_1^0 + c_1^2 R^2 \hat{M}_2^{*T} \bar{\epsilon}_2^0, \quad (3.9)$$

$$\text{де } \hat{L}^* = \hat{N}_1^* \hat{M}_1^* + c_1^2 \hat{N}_2^* \hat{M}_2^*; \quad c_1^2 = h^2 / (3R^2); \quad \hat{M}_j^* = \hat{C} \hat{N}_j^T;$$

$$\hat{N}_1^* = \begin{pmatrix} \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & \partial_2 & 0 & 1 \\ 0 & 0 & 1 & -\partial_1 & -\partial_2 \\ 0 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{pmatrix}; \quad \hat{N}_2^* = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \partial_1 & \partial_2 & 0 & 0 \end{pmatrix};$$

$$\hat{C} = \begin{pmatrix} \hat{C}_1 & \hat{0} \\ \hat{0} & \hat{C}_2 \end{pmatrix}; \quad \hat{C}_1 = \begin{pmatrix} c_{11} & 0 & c_{12} \\ 0 & c_{66} & 0 \\ c_{12} & 0 & c_{22} \end{pmatrix}; \quad \hat{C}_2 = k' \begin{pmatrix} c_{44} & 0 \\ 0 & c_{55} \end{pmatrix}; \quad \hat{0} = \begin{pmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 0 \end{pmatrix};$$

$$\bar{u} = \begin{pmatrix} u \\ v \\ w \\ \gamma_1 \\ \gamma_2 \end{pmatrix}; \quad \bar{\varepsilon}_1^0 = \begin{pmatrix} \varepsilon_{11}^0 \\ \varepsilon_{12}^0 \\ \varepsilon_{22}^0 \\ \varepsilon_{13}^0 \\ \varepsilon_{23}^0 \end{pmatrix}; \quad \bar{\varepsilon}_2^0 = \begin{pmatrix} \chi_{11}^0 \\ \chi_{12}^0 \\ \chi_{22}^0 \\ 0 \\ 0 \end{pmatrix}.$$

Тут верхнім індексом «Т» позначено транспоновану матрицю до даної; $k' = 5/6$ – введений у теорії оболонок типу Тимошенка коефіцієнт зсуву для перерізувальних сил; пружні сталі матеріалу оболонки c_{ij} визначаємо через технічні сталі за співвідношеннями [93]:

$$c_{11} = \frac{2E_1 h}{1 - \mu_1 \mu_2}; \quad c_{22} = \frac{2E_2 h}{1 - \mu_1 \mu_2}; \quad c_{12} = \frac{2h E_1 \nu_2}{1 - \mu_1 \mu_2}$$

$$c_{44} = 2h G_{23}; \quad c_{55} = 2h G_{13}; \quad c_{66} = 2h G_{12}; \quad E_1 \nu_2 = E_2 \mu_1;$$

E_i, μ_i ($i=1,2$) – відповідно модулі пружності та коефіцієнти Пуассона в напрямках α, β ; G_{12} – модуль зсуву між напрямками α і β ; G_{i3} – модуль зсуву між напрямками α або β та γ ; u, v, w – компоненти переміщення серединної поверхні оболонки; γ_1, γ_2 – кути повороту між нормаллю до серединної поверхні та координатними лініями α, β ; $\varepsilon_{ij}^0, \kappa_{ij}^0$ – деформації, що виражаються через стрибки переміщень і кутів повороту.

Розв'язок системи (3.9) шукаємо у вигляді [93]

$$\bar{u} = R L^{*-1} (\hat{M}_1^{*T} \bar{\Phi}_1 + c_1^2 \hat{M}_2^{*T} \bar{\Phi}_2). \quad (3.10)$$

Тут $\hat{L}^{*-1}$ – матриця алгебраїчних доповнень до матриці $\hat{L}^*$, тому

$$\hat{L}^* \hat{L}^{*-1} = D^* \hat{E}; \quad D^* = \det \hat{L}^*; \quad \hat{E}^{-1} = \hat{E}; \quad (3.11)$$

$\bar{\Phi}_1 = (\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4, \phi_5)$; $\bar{\Phi}_2 = (\psi_1, \psi_2, \psi_3, 0, 0)$ – вектори ключових функцій, які задовольняють рівняння:

$$D^* \bar{\phi}_i = \bar{\varepsilon}_i^{(0)} \quad (i=1,2). \quad (3.12)$$

Вирази для знаходження зусиль і моментів через ключові функції $\bar{\phi}_1, \bar{\phi}_2$ мають вигляд

$$\bar{n}_1 = c_1^2 \Omega_1 (\hat{N}_1^1 \bar{\phi}_1 + c_1^2 R \hat{N}_2^1 \bar{\phi}_2), \quad \bar{n}_2 = c_1^2 \Omega_1 R (\hat{N}_1^2 \bar{\phi}_1 + c_1^2 R \hat{N}_2^2 \bar{\phi}_2), \quad (3.13)$$

де $\bar{n}_1, \bar{n}_2$ – вектори зусиль й моментів серединної поверхні

$$\bar{n}_1 = \begin{bmatrix} N_1 \\ S \\ N_2 \\ Q_1 \\ Q_2 \end{bmatrix}; \quad \bar{n}_2 = \begin{bmatrix} M_1 \\ H \\ M_2 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix};$$

$$\hat{N}_1^1 = \hat{M}_1^* \hat{L}^{*-1} \hat{M}_1^{*\top} - D^* \hat{C}, \quad \hat{N}_2^2 = c_1^2 \hat{M}_2^* \hat{L}^{*-1} \hat{M}_2^{*\top} - D^* \hat{C};$$

$$\hat{N}_i^j = \hat{M}_i^* \hat{L}^{*-1} \hat{M}_i^{*\top} \quad (i, j=1,2; i \neq j), \quad \Omega_1 = \det \hat{C}.$$

З виразу (3.10) випливає:

$$\hat{N}_i^i = (\hat{N}_i^i)^\top; \quad \hat{N}_i^j = (\hat{N}_j^i)^\top \quad (i, j=1,2; i \neq j).$$

Ключові функції $\bar{\phi}_1, \bar{\phi}_2$ подамо у вигляді інтеграла згортки по серединній поверхні оболонки, вважаючи, що компоненти деформації $\bar{\varepsilon}_1^{(0)}, \bar{\varepsilon}_2^{(0)}$ є інтегрованими функціями на серединній поверхні оболонки:

$$\begin{pmatrix} \bar{\phi}_1 \\ \bar{\phi}_2 \end{pmatrix}(\alpha, \beta) = \frac{1}{c_1^2 \Omega} \iint \begin{pmatrix} \varepsilon_1^{(0)} \\ \varepsilon_2^{(0)} \end{pmatrix}(\xi_1, \xi_2) g(\alpha - \xi_1, \beta - \xi_2) d\xi_1 d\xi_2. \quad (3.14)$$

Тут $g(\alpha, \beta)$ – фундаментальний розв’язок [203] рівняння:

$$D^* g(\alpha, \beta) = \delta(\alpha) \delta_T(\beta), \quad (3.15)$$

де $\delta(\alpha)$; $\delta_T(\beta)$ – дельта-функції Дірака (нижній індекс « T » показує, що вказана функція T -періодична); $\Omega = \det \hat{C}_1$.

Зважаючи на симетричність навантаження, розміщення тріщин, а також на те, що переміщення й кути повороту під час переходу через тріщину мають стрибок, а зусилля й моменти – неперервні функції, поле деформацій $\bar{\varepsilon}_1^0$, $\bar{\varepsilon}_2^0$ набуває вигляду

$$\begin{aligned}\varepsilon_{22}^0(\alpha, \beta) &= R^{-1}[u(\alpha)]\delta(\beta); \quad \kappa_{22}^0(\alpha, \beta) = R^{-1}[\gamma_1(\alpha)]\delta(\beta); \\ \varepsilon_{11}^0 &= \varepsilon_{12}^0 = \varepsilon_{13}^0 = \varepsilon_{23}^0 = \kappa_{12}^0 = \kappa_{11}^0 = 0;\end{aligned}\quad (3.16)$$

$[a(\beta)]$ – стрибок узагальнених переміщень.

Інтегральні рівняння задачі. За допомогою фундаментального розв’язку рівняння (3.15) та операції згортки побудовано інтегральні представлення ключових функцій (3.14) $\bar{\phi}_i$ ($i=1,2$), а за допомогою формул (3.13) – інтегральні представлення зусиль та моментів для замкнутої ортотропної циліндричної оболонки. Вимагаючи тепер, щоб на берегах фіктивної тріщини виконувались умови (3.7), отримуємо систему двох сингулярних інтегральних рівнянь [93]:

$$\sum_{j=1}^2 \int_{-1}^1 F_j(\theta) \left[\frac{a_{ij}}{\theta - \alpha} + \tilde{K}_{ij}(\theta, \alpha) \right] d\theta = b_i f_i(\alpha), \quad i=1, 2, \quad (3.17)$$

де $F_1 = \frac{d}{d\theta}[u(\theta)]$; $F_2 = \frac{d}{d\theta}[\gamma_1(\theta)]$; $f_i(\alpha)$ – задані співвідношеннями (3.12), тобто – розривні функції; ядра $\tilde{K}_{ij}(z)$ – неперервні функції на проміжку $z \in [-1; 1]$; $\tilde{K}_{ij}(z)$, a_{ij} , b_i наведені в [202] і відповідають ядрам для оболонки, ослабленої однією наскрізною поздовжньою тріщиною.

Розв’язки системи сингулярних інтегральних рівнянь (3.17) повинні задовольняти умови [93]

$$\int_{-\alpha_2}^{\alpha_2} F_m(\xi) d\xi = 0, \quad m=1,2, \quad (3.18)$$

які забезпечують неперервність переміщення u та кута повороту γ_1 у вершинах тріщини і впливають із співвідношень (3.10), (3.16).

Відповідно до моделі в системі (3.17) невідомі розміри зон пластичних деформацій l^p , l_p , а також зусилля N_p^1 , N_p^2 та моменти M_p^1 , M_p^2 , що відповідають реакції пластичних зон на пружний об'єм і задовольняють умову пластичності тонких оболонок. Наприклад, умову Треска у вигляді пластичного поверхневого шару [93]

$$\frac{N^i}{2h\sigma_{TB}} + \frac{3|M^i|}{2h^2\sigma_{TB}} = 1, \quad (i=1,2) \quad (3.19)$$

або пластичного шарніру

$$\left(\frac{N^i}{2h\sigma_{TB}} \right)^2 + \frac{|M^i|}{h^2\sigma_{TB}} = 1. \quad (3.20)$$

Умови пластичності (3.19) або (3.20) використовуємо для визначення довжини пластичних зон l^p , l_p . Для знаходження невідомих N_p^1 , N_p^2 та M_p^1 , M_p^2 застосуємо умови скінченності напружень біля вершини фіктивної тріщини. Для цього достатньо, щоб коефіцієнти інтенсивності нормальних зусиль та згинних моментів дорівнювали нулю в обох вершинах фіктивної тріщини, тобто

$$K_N(\pm\alpha_2) = K_M(\pm\alpha_2) = 0. \quad (3.21)$$

Отже задачу про граничну рівновагу ортотропної пружно-пластичної циліндричної оболонки з внутрішньою поздовжньою тріщиною довільної конфігурації зведено до сумісного розв'язання системи сингулярних інтегральних

рівнянь (3.17), умов однозначності переміщень (3.18), умов пластичності (3.19) або (3.20) та умов обмеженості напружень (3.21).

Варто зазначити, що в системі (3.17) невідомі границі інтегрування α_2 , так як невідомі розміри пластичних зон. Крім цього праві частини інтегральних рівнянь (3.17) – розривні функції в точках $\alpha = \pm\alpha_0$. Це впливає з (3.7). Розв’язок системи (3.7) можна шукати одним із прямих числових методів, наприклад, методом механічних квадратур. Але в точках $\alpha = \pm\alpha_0$ прямі методи дають значну похибку, а саме в цих точках нас цікавить розкриття тріщин. Тому розв’язок шукаємо у вигляді [93]:

$$F_m(\theta) = h_m(\theta) + \psi_m(\theta), \quad (m=1,2). \quad (3.22)$$

Тут $h_m(\theta)$ – розв’язок системи рівнянь

$$\sum_{j=1}^2 a_{ij} \int_{-1}^1 \frac{h_j(t)}{t-\theta} dt = f_i(\theta), \quad (i=1,2), \quad (3.23)$$

який задовольняє умови $\int_{-1}^1 h_i(t) dt = 0, \quad (i=1,2).$

Систему (3.23) розв’язуємо за допомогою формули обернення інтегралів типу Коші. Підставляючи тепер (3.22) в (3.17) отримуємо систему сингулярних інтегральних рівнянь на функції $\psi_m(\theta)$, яка має вигляд системи (3.17), але з неперервною правою частиною. Алгоритм сумісного розв’язування отриманої системи та додаткових умов такий: вибираємо деяке початкове наближення значення α_2 , будуємо розв’язок отриманої системи інтегральних рівнянь, за допомогою умов (3.21) знаходимо N_p^1, N_p^2 та M_p^1, M_p^2 , які підставляємо в умови (3.19), або (3.20). Якщо вибрана умова пластичності задовольняється з наперед заданою точністю, то задача розв’язана, якщо ні, змінюємо деяким чином α_2 і процедуру повторюємо [93].

Інтегруючи розв’язок системи (3.17), розкриття тріщини $\delta(\alpha, \gamma)$ у довільній її точці визначаємо за формулою:

$$\delta(\alpha, \gamma) = [u(\alpha)] + \gamma[\gamma_1(\alpha)], \quad |\alpha| < \alpha_2, \quad |\gamma| \leq h.$$

Загалом вирази для знаходження залишкових зварних зусилля та моменту $N^*(\alpha)$ та $M^*(\alpha)$ мають складний вигляд [127], і тому використати формулу обернення інтегралів типу Коші для знаходження функцій $h_i(\alpha)$ дуже складно. На випадок, коли зусилля і моменти основного напруженого стану сталі ($N_2^0 = \text{const}, M_2^0 = \text{const}$), а залишкові напруження апроксимовані прямокутною епюрою (N^*, M^* – кусково сталі), крім цього довжина тріщини не більша ширини смуги термічного впливу та ширини зони додатних залишкових напружень функції $h_i(\alpha)$ наведені в [27].

У разі, коли залишкові зварні напруження не апроксимовані кусково сталою функцією, або довжина тріщини більша від зони термічного впливу та зони додатних залишкових напружень, розв’язок системи інтегральних рівнянь (3.17) будемо методом механічних квадратур, не використовуючи подання (3.22) [93].

Для числового аналізу значення залишкового зусилля $N^*(\alpha)$ та моменту $M^*(\alpha)$ взято із роботи [127]. Тому аналіз проведено для ізотропної або слабо ортотропної ($E_1/E_2 \leq 1,3$) циліндричної оболонки, що перебуває під дією внутрішнього тиску інтенсивності p ($N_2^0 = pR, M_2^0 = 0$). Числовий аналіз проведено за такими значеннями параметрів: $R = 0,510$ м; $2h = 0,012$ м; $\mu = 0,3$; $l_0 = 6h$; $\sigma_{T_2} = 1,4\sigma_{T_1}$. Вважаємо, що матеріали труби та зони термічного впливу є ідеально пружнопластичні: $\sigma_{B_i} = \sigma_{T_i}$ ($i = 1, 2$). Оболонка ослаблена внутрішньою параболічною тріщиною [93]:

$$d_1(\alpha) = \frac{1}{\tau_0^2}(h - d'_1 - d'_2)\alpha^2 - h + d'_1, \quad d_2(\alpha) = -\frac{1}{\tau_0^2}(h - d'_1 - d'_2)\alpha^2 + h - d'_2, \quad (3.24)$$

де d'_1 та d'_2 віддаль від вершини відповідної параболи до внутрішньої та зовнішньої поверхонь оболонки, $\tau_0 = l_0/l_p$, $d'_1/h = 0,1$, $d'_2/h = 0,15$. Тоді $l_p = l^p$; $N_p^1 = N_p^2$ та $M_p^1 = M_p^2$.

На рис. 3.8 побудовано залежності відносного розкриття тріщини в точці A $\delta^* = \delta(\alpha, \gamma) E_1 / (l_0 \sigma_{T_1})$ від відносної довжини реальної тріщини l_0/R для різних значень параметра $n^* = N^*/N_2^0 = N_{\max}^0 / (pR) = 0; 0,2; 0,4$ та відносного навантаження $n^0 = pR / (2h\sigma_{T_1}) = 0,2$ [93].

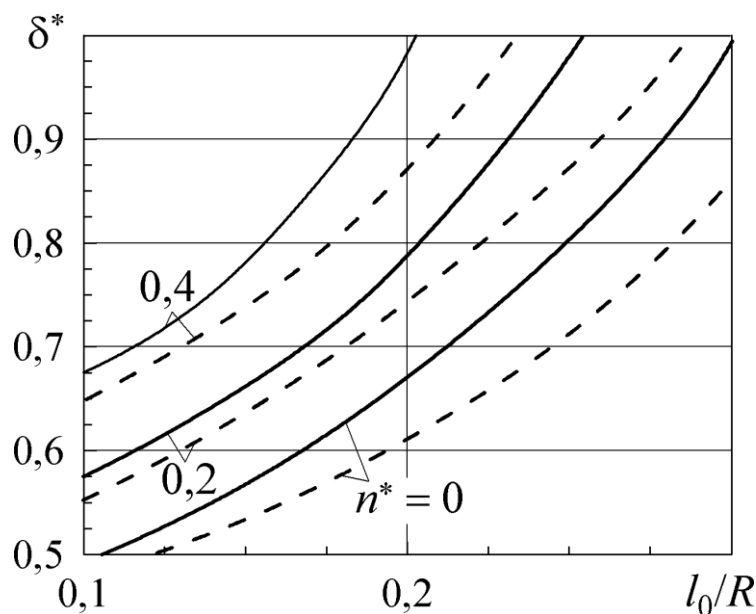


Рисунок 3.8 – Залежність відносного розкриття вершини тріщини від її довжини при $l_0 < l_1$

Довжина тріщини менша від зони додатних залишкових напружень. Суцільні лінії відповідають розв'язкові, отриманому у вигляді подання (3.22), а штрихові – прямому числовому розв'язкові. Як бачимо, наявність залишкових напружень розтягу сприяє збільшенню розкриття. Прямий числовий розв'язок, який не враховує наявності розриву в правих частинах інтегральних рівнянь, дає занижені результати [93].

На рис. 3.9 показано графіки цих залежностей, але у разі, коли тріщина довша від зони додатних залишкових напружень. Розв'язок побудовано прямим числовим

методом. Тільки у разі $n^* = 0$ наведено криву (штрихова лінія), що отримана за допомогою розв'язку, записаного у вигляді суми (3.22). Наявність залишкових напружень може збільшити розкриття тріщини, тобто ініціювати її розширення, або може бути бар'єром на шляху поширення тріщини [93].

Результати, подані на рис. 3.8, 3.9, отримані за умови пластичності (3.19). Коли брали умову (3.20), результати якісно не відрізняються, але на 8–10% більші.

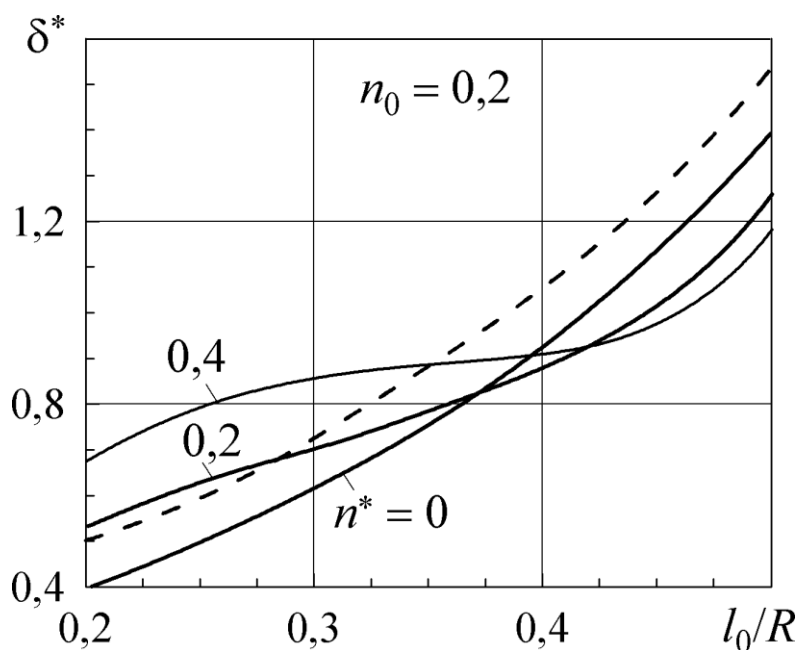


Рисунок 3.9 – Залежність відносного розкриття вершини тріщини від її довжини при $l_0 > l_1$

Розкриття тріщини визначали теж на випадок, коли оболонка ослаблена прямокутною внутрішньою тріщиною глибини $2h - d'_1 - d'_2$. Отримали, що δ^* в точці A на 25% більше ніж для параболічної тріщини. Зазначимо, що наведені результати відповідають ізотропній оболонці ($E_1/E_2 = 1$), δ^* визначали теж за $E_1/E_2 = 1,1; 1,2$ та $1,5$. Зі збільшенням відношення E_1/E_2 відносне розкриття фронту тріщини δ^* зростає [93]. На підставі рівнянь теорії оболонок типу Тимошенка та аналога δ_c моделі задачу про напружений стан і граничну рівновагу трубопроводу з внутрішньою поздовжньою тріщиною довільної конфігурації, яка перебуває у полі залишкових напружень, зведено до системи нелінійних сингулярних

інтегральних рівнянь. Запропоновано алгоритм числового розв'язування отриманої системи. Вивчено вплив ортотропії, навантаження та геометричних параметрів на розкриття тріщини. Якщо за критерій руйнування обрати критерій критичного розкриття фронту тріщини, то руйнування оболонки для розглянутих випадків розпочнеться в точці А. Числовий аналіз свідчить, що вибір умови пластичності мало впливає на розкриття фронту тріщини та розмір пластичних зон [93].

3.3 Статична міцність стикових зварних з'єднань із тріщиною у повздовжньому зварному шві

Розглянемо пластинчастий елемент зі зварним з'єднанням з дефектом, який, згідно з методикою схематизації [60, 204, 205] можна моделювати поверхневою півеліптичною тріщиною з півосями a і c (рис. 3.10).

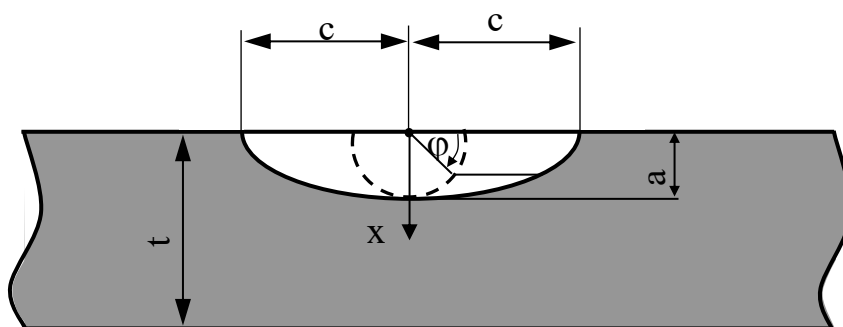


Рисунок 3.10 – Пластинчастий елемент із дефектом

Таку розрахункову модель можна застосувати також для дослідження міцності ділянки труби магістрального трубопроводу з зовнішнім поверхневим дефектом в прямолінійному зварному шві, а також у кільцевому багат шаровому шві труби великого діаметра і товщини, де оболонковий ефект є порівняно малим [60]. Для ідентифікації дефектів застосовуються різноманітні експериментальні методи, що реалізуються під час обстеження магістральних трубопроводів. Зокрема в роботі [206] описано такий пристрій, що призначений для використання в трубопровідному транспорті.

Розглянемо далі випадок, коли тріщина утворюється в перерізі зварного шва $X = 0$. У цьому разі нормальні до берегів тріщини напруження будуть:

$$\sigma_{xx}(0, \gamma) = \sigma^H + \sigma_{xx}^r(0, \gamma), \quad (3.25)$$

де σ^H – напруження, зумовлені зовнішнім навантаженням; σ_{xx}^r – поперечні відносно лінії шва залишкові напруження.

Для визначення коефіцієнтів запасу міцності такої пластини використано діаграму руйнування (ДОР або FAD), яка є граничною кривою, що визначає межу міцності між безпечним та небезпечним станом елемента конструкції і сприяє одночасному аналізу двох граничних станів – крихкого та в'язкого [16, 55, 56, 60]. Функція, яка описує граничну лінію цієї діаграми, побудована на підставі численних експериментальних даних і наведена в літературних джерелах, зокрема у [16, 55, 56, 152].

Далі для її опису використаємо зображення: $K_r = f(S_r)$, де

$$\begin{cases} K_r = 1, & 0 \leq S_r < 0.7\sigma_T/\sigma_B; \\ K_r = \frac{1}{1 - 0.7\sigma_T/\sigma_B} \left(1 - \frac{0.21\sigma_T}{\sigma_B} - 0.7S_r \right), & \frac{0.7\sigma_T}{\sigma_B} \leq S_r < 1; \\ S_r = 1, & 0 \leq K_r < 0.3. \end{cases} \quad (3.26)$$

Тут $K_r = K_1/K_{1c}$ – безрозмірний коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН), що характеризує механізм крихкого руйнування у відповідній зоні уздовж контуру тріщини; K_{1c} – критичне значення КІН; $S_r = \sigma_{ref}/\sigma_B$ (σ_B – границя міцності матеріалу) – параметр, який визначає механізм в'язкого руйнування (пластична нестійкість) для цієї тріщини; k – допустимий коефіцієнт запасу міцності, регламентований нормативними документами.

Графічне зображення такої діаграми наведено в роботах [16, 55, 56, 152]. Тут же залежно від величини коефіцієнта запасу міцності (КЗМ) наведено області категорійності дефектів, які ділять дефекти на три умовні категорії: незначний, небезпечний (помірний, значний) і критичний.

У разі, коли тріщина виникла в зоні дії залишкових напружень, коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН) зобразимо у вигляді суми [16, 27, 28, 60, 204, 205]:

$$K_1 = K_1^H + K_1^{\text{res}}, \quad (3.27)$$

де K_1^H відповідає дії зовнішнього навантаження, а K_1^{res} – залишкових напружень. Тоді відповідно

$$K_r = K_r^H + K_r^{\text{res}}, \quad (3.28)$$

Зазначимо також, що залишкові зварювальні напруження до появи пластичної нестійкості майже повністю встигають релаксувати і не впливають на величину σ_{ref} , тому у розрахунку S_r їх рекомендують не враховувати [16, 55, 56, 60]. На підставі аналізу ДОР у вигляді (3.28) отримано формули для визначення коефіцієнтів запасу міцності n для зварного з'єднання труби, які подано у вигляді

$$\begin{aligned} n &= \frac{1}{(1 + \zeta^r) K_r^H}, & 0 \leq S_r < \frac{0.7\sigma_T}{\sigma_B} \\ n &= \frac{1 - 0.21\sigma_T/\sigma_B}{(1 - 0.7\sigma_T/\sigma_B)(1 + \zeta^r) K_r^H + 0.7S_r}, & \frac{0.7\sigma_T}{\sigma_B} \leq S_r < 1 \\ n &= \frac{1}{S_r}, & 0 \leq K_r < 0.3 \end{aligned} \quad (3.29)$$

$$\text{де } \zeta^r = K_r^{\text{res}} / K_r^H.$$

Для розрахунку параметрів K_1 і σ_{ref} використаємо співвідношення, наведені в [16, 55, 56, 60]. Ці співвідношення дають змогу обчислити вказані величини K_1 і σ_{ref} у разі, коли нормальні до берегів тріщини напруження σ можна подати у вигляді полінома четвертого ступеня за товщиною пластини:

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \frac{x}{t} + \sigma_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4, \quad (3.30)$$

де t – товщина пластини.

Тут, на відміну від координати x , для пластини у визначенні залишкових напружень використано позначення X .

Тоді вираз для обчислення σ_{ref} запишемо так [60, 204, 205]:

$$\sigma_{\text{ref}} = \frac{g\sigma_b + \left[(g\sigma_b)^2 + 9\sigma_m^2(1-\alpha)^2 \right]^{0.5}}{3(1-\alpha)^2}, \quad (3.31)$$

$$\text{де } g = 1 - 20 \left(\frac{a}{2c} \right)^{0.75} \cdot \alpha^3, \quad \alpha = \frac{a/t}{1 + t/c},$$

мембранні напруження

$$\sigma_m = \sigma_0 + \frac{\sigma_1}{2} + \frac{\sigma_2}{3} + \frac{\sigma_4}{5}, \quad (3.32)$$

а згинальні

$$\sigma_b = -\frac{\sigma_1}{2} - \frac{\sigma_2}{2} - \frac{9\sigma_3}{20} - \frac{6\sigma_4}{15} \quad (3.33)$$

Коефіцієнт інтенсивності напружень від дії зовнішнього навантаження K_1^H , розраховуємо за формулою [16, 27, 28, 60, 204, 205]:

$$K_1^H = \left[G_0\sigma_0^H + G_1\sigma_1^H \left(\frac{a}{t} \right) + G_2\sigma_2^H \left(\frac{a}{t} \right)^2 + G_3\sigma_3^H \left(\frac{a}{t} \right)^3 + G_4\sigma_4^H \left(\frac{a}{t} \right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} \quad (3.34)$$

Тут $Q = 1,0 + 1,464 \left(\frac{a}{c} \right)^{1,65}$, $\frac{a}{c} \leq 1$, а для обчислення коефіцієнтів впливу в

межах $0,1 \leq \frac{a}{c} \leq 1$ з похибкою, що не перевищує 3 %, отримано апроксимаційні

вирази:

$$G_i = \frac{C_0 + C_2 \left(\frac{a}{t}\right) + C_4 \left(\frac{a}{2c}\right) + C_6 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + C_8 \left(\frac{a}{2c}\right)^2 + C_{10} \left(\frac{a}{t}\right) \cdot \left(\frac{a}{2c}\right)}{1.0 + C_1 \left(\frac{a}{t}\right) + C_3 \left(\frac{a}{2c}\right) + C_5 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + C_7 \left(\frac{a}{2c}\right)^2 + C_9 \left(\frac{a}{t}\right) \cdot \left(\frac{a}{2c}\right)}, \varphi^0 = 0;$$

$$G_i = C_0 + C_1 \left(\frac{a}{t}\right) + C_2 \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + C_3 \left(\frac{a}{t}\right)^2 + C_4 \left[\ln\left(\frac{a}{t}\right)\right]^2 + C_5 \left(\frac{a}{t}\right) \ln\left(\frac{a}{2c}\right) + C_6 \left(\frac{a}{t}\right)^3 + C_7 \left[\ln\left(\frac{a}{2c}\right)\right]^3 + C_8 \left(\frac{a}{t}\right) \cdot \left[\ln\left(\frac{a}{2c}\right)\right]^2 + C_9 \left(\frac{a}{t}\right)^2 \cdot \left[\ln\left(\frac{a}{2c}\right)\right], \varphi^0 = 90, \quad (3.35)$$

а значення числових параметрів C_i наведені в Додатку В.

Зауважимо, що наведені вирази можуть бути з деякою похибкою використані для обчислення КІН в циліндрах, якщо у формулі (3.42) коефіцієнт впливу G_0 замінити виразом $M_s G_0$, де

$$M_s = \frac{1}{1 - 0.85 \frac{a}{t}} \left[1 - 0.85 \frac{a}{t} \left(\frac{1}{M_t} \right) \right]$$

$$M_t = (1 + 0.3797\lambda^2 - 0.001236\lambda^4)^{0.5} \quad \lambda \leq 9.1;$$

$$M_t = 0.01936\lambda^2 + 3.3 \quad \lambda > 9.1;$$

$$\lambda = \frac{1.818c}{\sqrt{R_{\text{int}} t}}, R_{\text{int}} - \text{внутрішній радіус труби.}$$

Для розрахунку КІН від дії залишкових напружень K_1^{res} у формулах для обчислення нормальних до берегів тріщини залишкових напружень σ_{xx}^{res} потрібно здійснити заміну змінних $z = 1 - \frac{2X}{t}$ ($0 \leq X \leq t$), потім провести відповідні перетворення гіперболічних функцій shsz і chsz і в перерізі, в якому розташована тріщина, а це у перерізі $x=0$, розподіл напружень $\sigma_{xx}(0, X)$ апроксимувати за товщиною пластини поліномом четвертого ступеня за $\left(\frac{x}{t}\right)$ та зобразити його у вигляді [60]:

$$\sigma_{xx}^r(0, x) = \sigma_0^r + \sigma_1^r \frac{x}{t} + \sigma_2^r \left(\frac{x}{t}\right)^2 + \sigma_3^r \left(\frac{x}{t}\right)^3 + \sigma_4^r \left(\frac{x}{t}\right)^4. \quad (3.36)$$

Тоді на підставі виразу (3.38) формули для обчислення K_I^{res} запишемо в аналогічній формі як для обчислення K_I^H [16, 27, 28, 60, 204, 205]:

$$K_I^{\text{res}} = \left[G_0 \sigma_0^r + G_1 \sigma_1^r \left(\frac{a}{t}\right) + G_2 \sigma_2^r \left(\frac{a}{t}\right)^2 + G_3 \sigma_3^r \left(\frac{a}{t}\right)^3 + G_4 \sigma_4^r \left(\frac{a}{t}\right)^4 \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}.$$

У цій формулі коефіцієнти впливу G_i обчислюються аналогічно як і у виразі (3.35).

Якщо напруження σ_{xx}^r (3.36) усереднити по поверхні тріщини і отриману величину позначити через σ^{r*} , то для обчислення K_I^{res} отримуємо вираз

$$K_I^{\text{res}} = G_0 \sigma^{r*} \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}. \quad (3.37)$$

На підставі наведених співвідношень проведено числовий аналіз задачі для пластини, виготовленої зі сталі підвищеної міцності марки X60 ($E=2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu=0,3$; $\sigma_B = 588$ МПа; $\sigma_T = 415$ МПа) товщиною 21 мм, яка розтягується нормальними до берегів тріщини зовнішніми напруженнями σ_0^H . Обчислення проведено для різних глибин тріщини a з відношенням півосей еліпса $c=1,2 a$. При цьому напруження σ_0^H задані такими як і в трубі діаметром $D=1020$ мм і товщиною стінки $t=21$ мм, яка знаходиться під дією внутрішнього тиску $p = 4,5$ МПа, тобто $\sigma_0^H = p \frac{R_{\text{int}}}{t} = 104,8$ МПа. Значення критичного коефіцієнта інтенсивності для званого шва прийнято $K_{Ic}^{\text{III}} = 48 \text{ МПа} \sqrt{\text{м}}$ [60].

У формулі (3.31) для обчислення напруження σ_{ref} величина $\sigma_b = 0$, а формула для обчислення K_I^H має вигляд

$$K_1^H = G_0 \sigma_0^H \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}. \quad (3.38)$$

Обчислення проведено для двох значень залишкових напружень $\sigma_{xx}^r = 60$ МПа і $\sigma_{xx}^r = 90$ МПа, які перебувають у межах зміни незрелаксованих залишкових напружень в зоні зварного шва (50 ... 120 МПа), що залишаються навіть після високого відпуску зварного з'єднання [28, 60].

Коефіцієнт інтенсивності напружень K_1^{res} , зумовлений дією залишкових напружень, розраховано за формулою (3.37).

На рис. 3.11 зображено залежність коефіцієнтів запасу міцності n і n_H відповідно до відносної глибини тріщини a/t . Пряма лінія $n = 1,63$ відповідає рівню допустимого коефіцієнта запасу міцності k за критерієм статичної міцності, який згідно з нормативними документами [55, 60, 112, 152] для цієї ділянки трубопроводу приймає значення $k = 1,63$. Лінія $n = 1,1$ відповідає межі, нижче якої коефіцієнти запасу міцності приймають значення, згідно з якими відповідні дефекти зараховують до категорії критичних. Крива 1 характеризує залежність коефіцієнта запасу міцності n_H , що відповідає рівню експлуатаційних напружень $\sigma^H = 104,8$ МПа. Кривою 2 зображено залежність КЗМ n від глибини тріщини з урахуванням сумарної дії експлуатаційних напружень σ^H і залишкових напружень $\sigma_{xx}^r = 60$ МПа. Крива 3 побудована з урахуванням експлуатаційних і залишкових напружень $\sigma_{xx}^r = 90$ МПа [60].

Як видно з графіків, з ростом глибини тріщини величина коефіцієнта запасу міцності n зварного з'єднання з дефектом значно зменшується. Істотно впливають залишкові напруження, особливо в елементах зварних конструкцій тривалої експлуатації, в яких рівень експлуатаційних напружень, зазвичай, знижують.

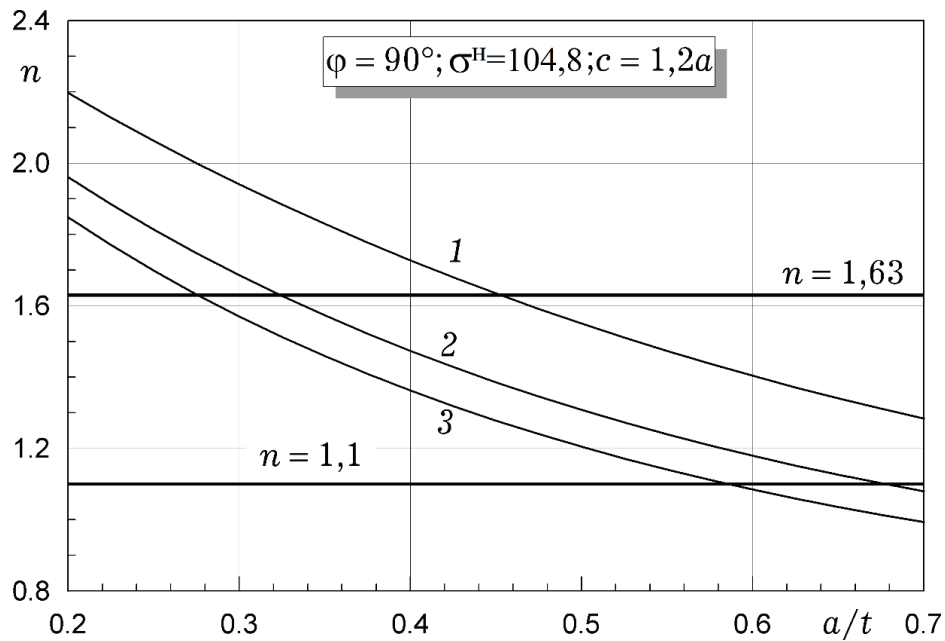


Рисунок 3.11 – Залежність коефіцієнтів запасу міцності n (криві 2, 3) і n_H (крива 1) від відносної глибини тріщини a/t

3.3.1 Статична міцність плоских елементів з дефектом, що моделюється наскрізною тріщиною [207, 208]. Широке застосування в промисловості плоских елементів для виготовлення різноманітних балкових та фермових металоконструкцій потребує їх детальнішого вивчення. Наявність наскрізних дефектів є особливо небезпечною та може призвести до стрімкого руйнування. Нище наведено підхід до оцінки статичної міцності таких елементів на основі двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування.

Розглянемо пластину з дефектом, який, згідно з методикою схематизації дефектами канонічними формами [55, 56, 60], можна моделювати наскрізною тріщиною з піввіссю c (рис. 3.12).

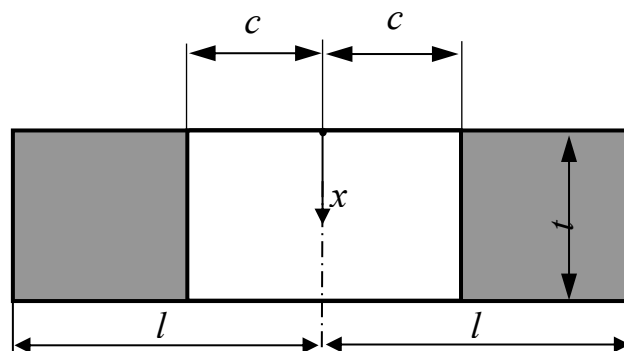


Рисунок 3.12 – Пластина з наскрізною тріщиною

Наскрізний дефект тут показано плоскою прямокутною ділянкою. Згідно з нормативними документами [207, 208], дефекти, для яких виконується умова $2c > 0.8 t$ (t – товщина стінки) треба розглядати як наскрізні.

Для визначення коефіцієнтів запасу міцності такої пластини використано діаграму руйнування, яка є граничною кривою, що визначає межу міцності між безпечним та небезпечним станом елемента конструкції і дає змогу одночасно аналізувати два граничні стани – крихкий та в'язкий [55, 56, 60]. Функція, яка описує цю граничну лінію діаграми, побудована на підставі численних експериментальних даних і наведена в літературних джерелах, зокрема у [55, 56, 60]. Для її опису використаємо таке зображення: $K_r = f(S_r)$, де $K_r = K_1/K_{1c}$ – безрозмірний коефіцієнт інтенсивності напружень (КІН), що характеризує механізм крихкого руйнування у відповідній зоні уздовж контуру тріщини; K_{1c} – критичне значення КІН, яке визначається експериментально і для сталей наведено в літературі; $S_r = \sigma_{ref}/\sigma_v$ – параметр, який визначає механізм в'язкого руйнування (пластична нестійкість) для цієї тріщини; σ_v – границя міцності матеріалу. Довідкове напруження σ_{ref} є уявною границею текучості жорстко-пластичного тіла, за якої тіло з дефектом перебуває у граничному стані для заданої системи зовнішніх навантажень [50]. В роботах [55, 56, 60] залежно від величини коефіцієнта запасу міцності (КЗМ) наведено області категорійності дефектів, які ділять їх на три умовні категорії: незначний, небезпечний (помірний, значний) і критичний.

Для розрахунку параметрів K_1 і σ_{ref} використаємо співвідношення, наведені в [55, 56, 60]. Вони дають змогу обчислити ці параметри у разі, коли нормальні до берегів тріщини напруження σ можна подати у вигляді полінома четвертого ступеня за товщиною пластини:

$$\sigma(x) = \sigma_0 + \sigma_1 \frac{x}{t} + \sigma_2 \left(\frac{x}{t} \right)^2 + \sigma_3 \left(\frac{x}{t} \right)^3 + \sigma_4 \left(\frac{x}{t} \right)^4. \quad (3.39)$$

Геометричні розміри дефекту для наведених вище виразів, мають перебувати у межах: $0 > \frac{l}{c} > 1$. Тоді вираз для обчислення σ_{ref} запишемо так:

$$\sigma_{ref} = \frac{\sigma_b + (\sigma_b^2 + 9\sigma_m^2)^{0.5}}{3(1-\alpha)}, \quad (3.40)$$

де $\alpha = \frac{c}{l}$; $\sigma_m = \sigma_0 + \frac{\sigma_1}{2} + \frac{\sigma_2}{3}$ – мембранні напруження; $\sigma_b = -\frac{\sigma_1}{2} - \frac{\sigma_2}{2}$ – згинальні напруження.

Коефіцієнт інтенсивності напружень від дії зовнішнього навантаження K_1 , розраховуємо за формулою:

$$K_1 = (\sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\pi c f_1}, \quad (3.41)$$

$$\text{де } M_b = \frac{0.302327 + 70.50193\psi + 110.305\psi^2}{1.0 + 110.960\psi + 98.7089\psi^2 + 0.753594\psi^3}; \quad \psi = \frac{t}{c\sqrt{10}}; \quad f_1 = \sqrt{\sec\left(\frac{\pi c}{2l}\right)}.$$

У разі, коли пластина рівномірно навантажена ($\sigma(x) = \text{const}$, $\sigma_m = \sigma_0$, $\sigma_b = 0$), формули (3.40) і (3.41) набувають вигляду:

$$\sigma_{ref} = \frac{\sigma_0}{(1-\alpha)} \quad (3.42)$$

$$K_1 = \sigma_m \sqrt{\pi c f_1} \quad (3.43)$$

Якщо розміри пластини є значні ($\alpha \rightarrow \infty$), отримуємо вирази:

$$\sigma_{ref} = \sigma_0 \quad (3.44)$$

$$K_1 = (\sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\pi c} \quad (3.45)$$

Застосовуючи наведені вище співвідношення можна визначати критичні розміри тріщини, за яких дефект буде поширюватися як в глибину, так і за довжиною стінки пластини.

3.3.2 Оцінка статичної міцності оболонкових конструкцій з наскрізними дефектами [209 – 212]. Оболонкові конструкції широко використовуються в різних галузях будівельних споруд, машинобудування тощо (газопроводи, зокрема магістральні, горизонтальні та вертикальні цистерни для транспортування і зберігання різного роду речовин тощо). Під час тривалої експлуатації в них можуть виникати різного роду гострокінцеві дефекти, які згідно з регламентуючими документами моделюються відповідної форми тріщинами. Такі дефекти з плином часу можуть поширюватися як в глибину, так і в довжину стінки оболонки. Зокрема для трубопроводів, регламентні документи рекомендують тоді, коли глибина дефекту досягає 0,8 глибини стінки труби і більше, моделювати дефект наскрізною тріщиною (рис. 3.13).

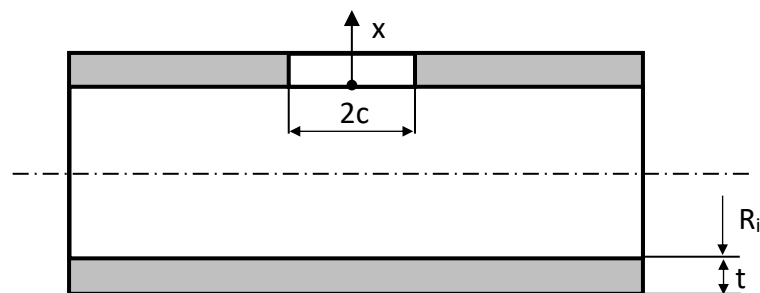


Рисунок 3.13 – Циліндрична оболонка з наскрізним дефектом

У цих випадках потрібно визначити, чи такий дефект буде поширюватись вздовж осі труби. Такі випадки є особливо небезпечними для трубопроводів під тиском, оскільки з поширенням наскрізної тріщини вздовж осі труби внутрішній тиск не зменшується, що зумовлює їх поширення на значні відстані. Для таких досліджень використано перевірених численними експериментами двопараметричний критерій руйнування, який одночасно враховує два граничні стани – крихкий та в'язкий [209 – 212]. Діаграму руйнування, згідно з [209 – 212],

описано функцією $K_r = f(S_r)$ та подана вище (3.26). Тоді коефіцієнт запасу міцності можна зобразити у вигляді (3.29).

Для розрахунку параметрів КІН K_1 і σ_{ref} використаємо співвідношення, наведені у [48, 49]:

$$K_1 = (M_m \sigma_m + M_b \sigma_b) \sqrt{\pi c} \quad (3.46)$$

де $M_m = \max[(A_{mm} + A_{mb}), (A_{mm} - A_{mb})]$, $M_b = \max[(A_{bm} + A_{bb}), (A_{bm} - A_{bb})]$, A_{mm} , A_{mb} , A_{bm} , A_{bb} – параметри, що обчислюються за відповідними таблицями та виразами відносно параметра $\lambda = (1.818c) / \sqrt{R_i t}$, R_i , t – внутрішній діаметр та товщина стінки оболонки, $R_0 = R_i + t$,

мембранні напруження

$$\sigma_m = \frac{2pR_0^2}{R_0^2 - R_i^2} + p, \quad (3.47)$$

згинальні напруження

$$\sigma_b = \frac{pR_0^2}{R_0^2 - R_i^2} \left[\frac{t}{R_i} - \frac{3}{2} \left(\frac{t}{R_i} \right)^2 + \frac{9}{5} \left(\frac{t}{R_i} \right)^3 \right] \quad (3.48)$$

Вираз для обчислення σ_{ref} запишемо так:

$$\sigma_{ref} = \frac{\sigma_b + \sqrt{(\sigma_b^2 + 9\{M_m \sigma_m\}^2)}}{3}, \quad (3.49)$$

Застосовуючи наведені вище вирази можна обчислити статичну міцність оболонкових конструкцій з наскрізним дефектом на підставі застосування двопараметричного критерію руйнування, який одночасно враховує два граничні стани – крихкий та в'язкий.

3.4 Дослідження структури та міцності зварного шва стику труб

Використання в промисловості матеріалів підвищеної міцності дає змогу забезпечувати експлуатаційні характеристики за істотного зменшення металомісткості конструкцій. Зварювання є однією з невід'ємних частин більшості технологічних процесів отримання готових виробів. Однак забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань потребує детального вивчення умов та особливостей формування не лише металу шва, а також навколошовних ділянок зони термічного впливу та зони сплавлення. Тут можливе зародження та виникнення тріщин після зварювання. Тому вивчення питання особливостей будови зварних з'єднань таких сталей є важливим та актуальним.

3.4.1 Особливості будови зварного з'єднання із високоміцної сталі, з аустенітним швом [125]. Нище досліджуються зварні з'єднання із високоміцної легованої сталі типу 35 ХМ, що містять метал шва із аустенітною структурою. Відомо, що ця сталь під час електродугового зварювання схильна до утворення, так званих, «холодних» технологічних тріщин. Однією з основних причин цього є утворення у колошовній зоні крупнозернистої мартенситної структури, яка володіє низькою тріщиностійкістю під дією зварювальних напружень внаслідок недостатньої для релаксації внутрішніх напружень деформаційної спроможності границь зерен [32, 128, 172].

Часто для підвищення стійкості зварних з'єднань до утворення холодних технологічних тріщин, окрім застосування попереднього підігрівання, використовують аустенітні зварні шви, основою яких можуть бути сплави систем Fe–Cr–Ni та Fe–Mn–C [172, 173].

Сприятливий вплив аустенітних швів пояснюється, по-перше, їх відносною легкоплавкістю, завдяки якій аустенітний метал здатний проникати по границях зерен основного металу в зоні сплавлення, що робить останній пластичнішим та деформаційно спроможнішим і стійкішим до утворення технологічних тріщин. Окрім того, аустеніт порівняно з феритом краще розчиняє водень і одночасно знижує коефіцієнт його дифузії, що призводить до зменшення концентрації

останнього в колошовній зоні. Важливим для підвищення стійкості до утворення холодних тріщин є те, що відносно невисока межа текучості аустеніту сприяє релаксації напружень, які виникають в зварному з'єднанні внаслідок термодформаційного циклу зварювання [125, 134, 167].

Дослідження проводилось щодо особливостей формування мікроструктури стикового зварного з'єднання зі сталі типу 35 ХМ [125]. Вміст основних легуючих елементів в сталі такий: вуглецю до 0,34%; кремнію 0,28%; марганцю 0,33%, а також хрому до 1,76 %. Застосовувалося ручне дугове зварюванням аустенітним електродом марки Є-10Х20Р9Г6С за два проходи.

Із підготовлених зварних з'єднань виготовлялись мікрошліфи для металографічних досліджень мікроструктури, макро- та мікротвердості, а також застосовувалися методи локальної контактної термоелектрорушійної сили (КЛ ТЕРС), мікрорентгеноспектрального аналізу [45].

Вихідна мікроструктура основного металу (рис. 3.14), виявлена хімічним травленням 4% розчином HNO_3 в етиловому спирті, являє собою бейніт з твердістю HV (2000...2100) МПа. У зоні термічного впливу (ЗТВ), що утворилась під дією термічного циклу зварювання (ТЦЗ), змінилась мікроструктура основного металу, характер якої визначається максимальними температурами нагрівання [44, 125, 134, 167].

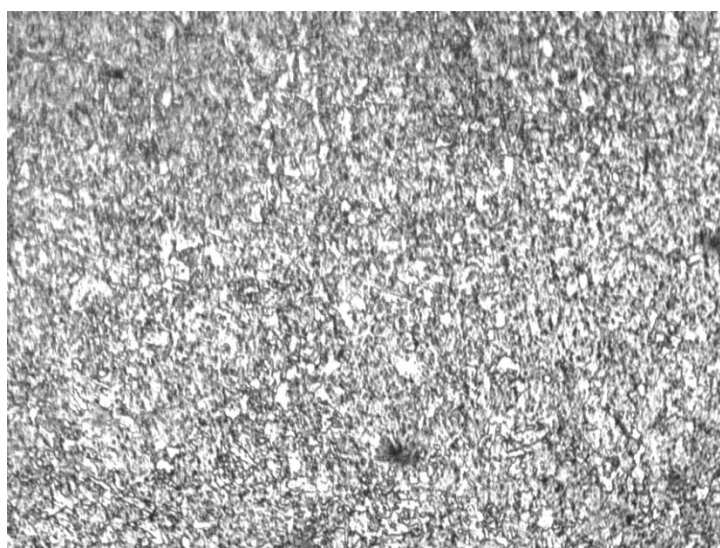


Рисунок 3.14 – Вихідна мікроструктура основного металу ($\times 100$)

Зокрема, у ділянці неповної перекристалізації, метал якої нагрівався до температур між критичними точками A_{C1} і A_{C3} , мікроструктура ферито-бейнітна; у ділянці нормалізації (рис. 3.15, б), де під час зварювання утворювався дрібнозернистий аустеніт, мікроструктура являє собою дрібнозернисту суміш бейніту і мартенситу, тоді як у ділянці перегріву (рис. 3.15, а) – крупногочастий мартенсит з твердістю (4800...5000 МПа).

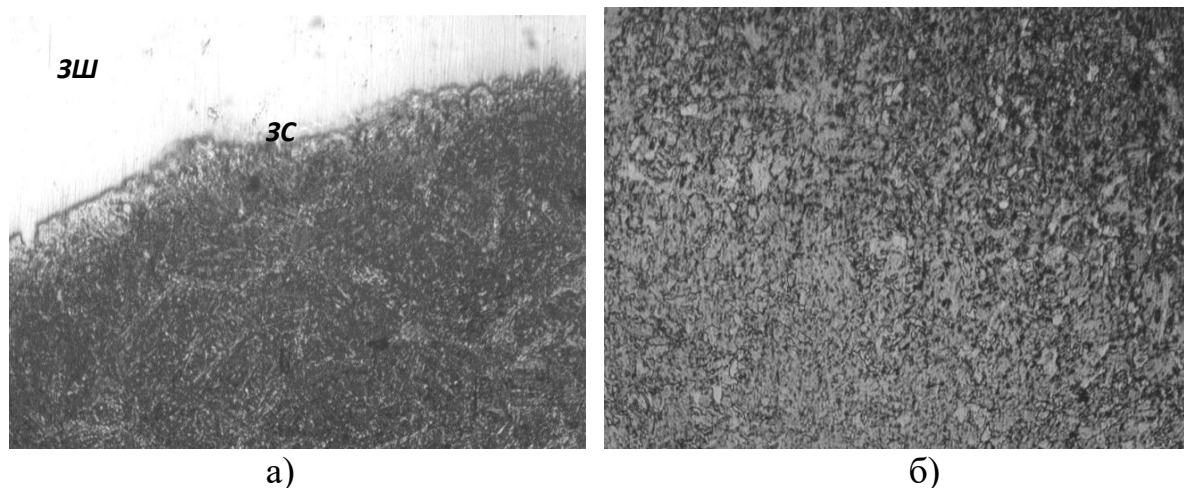


Рисунок 3.15 – Мікроструктура зварного з'єднання: а) ділянка перегріву, б) ділянка нормалізації; ЗШ – зварний шов із аустенітною структурою, ЗС – зона сплавлення (x100)

У зв'язку з тим, що зварювання здійснювалось за два проходи, дещо змінилася структура у ЗТВ, що утворилась під час зварювання кореневого шва. Кінцева мікроструктура тут визначається параметрами ТЦЗ другого заключного проходу і завжди у ділянці перегріву вона більш дрібнозерниста бейнітно-мартенситна із твердістю (3300...4000) МПа.

Мікроструктура зварного шва, хімічний склад якого наведений у табл. 3.1, аустенітна з твердістю у межах (1800...2200) МПа. Між швом і ЗТВ – зона сплавлення, у якій хімічний склад металу відрізняється від зварного шва і основного металу. Природа утворення зони сплавлення зварного з'єднання визначається низкою факторів, зокрема різницею хімічних складів металу, що зварюється, і шва, умовами протікання дифузійних процесів у ванні, а також між розплавом і твердою фазою та у твердому металі, що контактує із розплавленим металом [44, 125, 134, 167].

Таблиця 3.1 – Хімічний склад зварного шва, %

C	Si	Mn	P	S	Cr	Ni
0,13	0,50-0,90	0,48- 6,0	<0,002	<0,003	18.5-19,5	8,5-10

Беручи до уваги малі розміри зони сплавлення, а також різну природу утворення ділянок неповного розплавлення основного металу та примежової, з яких вона складається, для дослідження хімічного складу, властивостей та особливостей формування структури у цій зоні проводився мікрорентгеноспектральний аналіз, вимірювання мікротвердості та КЛ ТЕРС. Значення КЛ ТЕРС визначалися на спеціальній установці, зібраній на базі мікротвердоміра ПМТ-3 [45]. Відповідно техніка отримання результатів багато в чому відповідає методиці вимірюванням мікротвердості. Однак, тут замість індентора використовувався спеціальний термошуп із контрольованою температурою нагрівання. В місці контакту термошупа із поверхнею зварного стику виникає термоелектрорушійна сила, яку й фіксують. Результати дослідження КЛ ТЕРС показано на рис. 3.16 [45, 124].

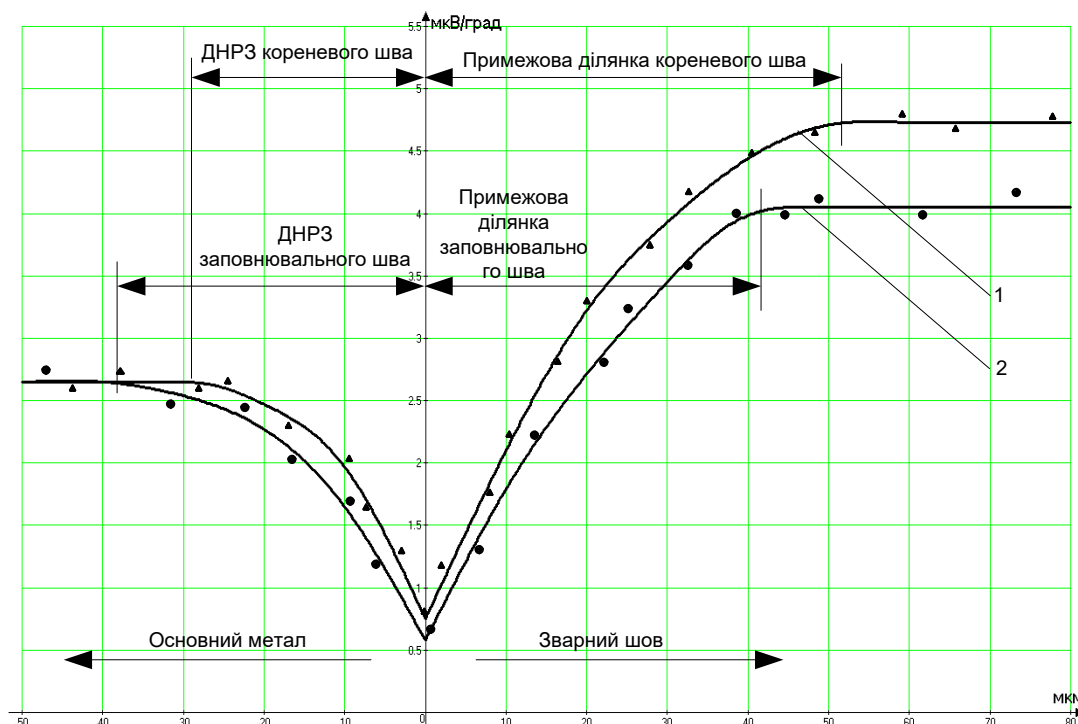


Рисунок 3.16 – Розподіл КЛ ТЕРС у зварному з'єднанні сталі типу 35 ХМ з аустенітним швом: 1 – кореневий шов, 2 – заповнювальний шов, ДНРЗ – ділянка неповного розплавлення з'єднання

Тут значення КЛ ТЕРС показано у вигляді кривих розподілу поперек зварного з'єднання у двох зонах сплавлення, що утворились з основним металом під час зварювання кореневого та заповнювального швів. По осі ординат відкладена величина термоелектрорушійної сили у мкВ/град, а по осі абсцис – віддаль у мкм від виявленої металографічним аналізом лінії, що відділяє зону повного розплавлення від ділянки неповного розплавлення основного металу, що входить до зони сплавлення. До зони повного розплавлення входить зварний шов та примежова ділянка зони сплавлення.

На кривих розподілу КЛ ТЕРС чітко виявляються дві ділянки її різкої зміни, якісно аналогічні для кореневого та заповнювального швів. Від умовної лінії, що відділяє зону повного розплавлення зварного з'єднання від ділянки неповного розплавлення основного металу, спостерігається різке (у декілька разів) її збільшення як у сторону основного металу (до 40 мкм) так і аустенітного шва (до 30 мкм). Встановлений характер зміни КЛ ТЕРС свідчить про зміну тут хімічного складу металу, тобто про те, що ці ділянки входять до зони сплавлення і є ділянками неповного розплавлення зони сплавлення та примежової, відповідно. Підтвердженням того, що виявлена зміна величини ТЕРС відбувається саме у зоні сплавлення, є результати мікро-рентгеноструктурного аналізу, які показали значне зменшення тут вмісту хрому – від 15,6% у основній частині шва до 2,4% на умовній лінії поділу ділянок неповного розплавлення та примежової.

Схема проведення досліджень та розташування досліджуваних ділянок у перерізі зварного з'єднання показані на рис. 3.17.

Результати дослідження мікротвердості свідчать, що у зоні сплавлення утворився твердий прошарок, мікротвердість якого перебуває у межах 5400–5600 МПа і значно перевищує її величину у аустенітному шві (2100–2400) МПа. Беручи до уваги хімічний склад металу у цій зоні, з великою ймовірністю можна стверджувати, що за своєю природою це мартенситний прошарок. Точна ідентифікація його металографічним аналізом утруднена малими розмірами (10...20 мкм). Варто зазначити, що цей твердий прошарок найчастіше лежить у примежовій ділянці і меншою мірою у ділянці неповного розплавлення.

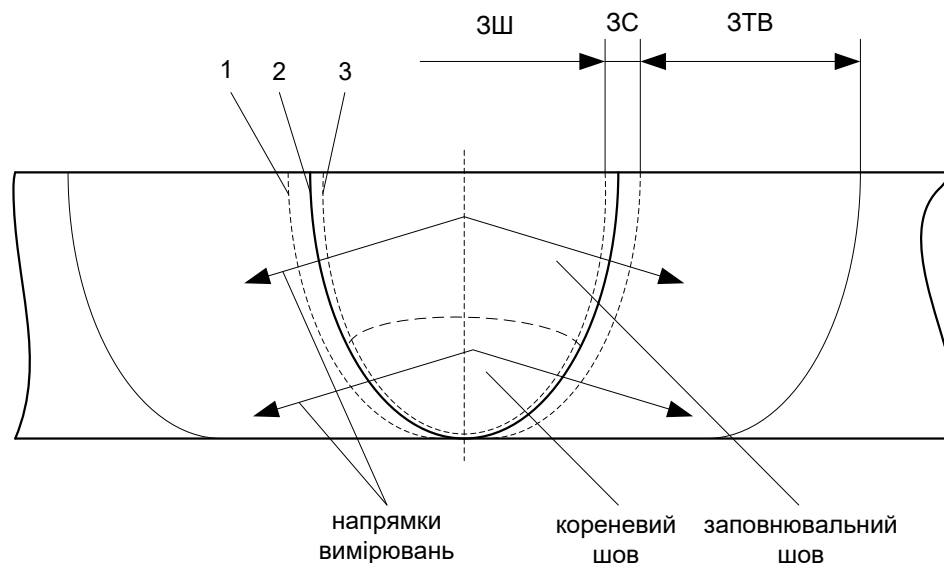


Рисунок 3.17 – Схема проведення вимірювань: 1 – ділянка неповного розплавлення металу з'єднання; 2 – лінія умовного поділу ділянок зони сплавлення; 3 – примежова ділянка, ЗШ – зварний шов, ЗС – зона сплавлення, ЗТВ – зона термічного впливу

Більші розміри примежової ділянки у зоні сплавлення кореневого шва з основним металом порівняно з аналогічною величиною у зоні сплавлення заповнювального шва радше зумовлені умовами протікання конвективної вирівнювальної дифузії та часом існування металу у розплавленому стані. У разі кореневого шва гірші умови для дифузійних процесів, внаслідок, з одного боку, утруднення конвективної дифузії розплаву у зварювальній ванні, а з іншого – коротшого часу існування останньої.

Утворення твердого прошарку у зоні сплавлення радше зумовлено дифузією вуглецю із твердого основного металу у розплавлену частину ділянки неповного розплавлення, а також і дифузією хрому із основної частини зварювальної ванни у примежову ділянку.

Отже під час зварювання сталей, схильних до утворення холодних тріщин, аустенітним швом потрібно брати до уваги можливість утворення у зоні сплавлення твердих прошарків, що може значно впливати на тріщиностійкість зварних з'єднань під час їх експлуатації, особливо за наявності ударних

навантажень. На зменшення розмірів таких прошарків певною мірою можна впливати режимом зварювання, спрямованим на скорочення часу протікання дифузійних процесів у зварювальній ванні і особливо у зоні сплавлення. Важливо також утруднювати дифузію вуглецю із твердої фази в зоні сплавлення у розплав. Це частково може досягатись знаходженням (зв'язуванням) його у термічно стійких сполуках, зокрема, карбідах, розчинення яких в аустенітній фазі не встигає повною мірою відбутися під час термічного циклу зварювання.

Показано можливість використання методу КЛ ТЕРС для встановлення розмірів окремих ділянок зони сплавлення зварного з'єднання: ділянки неповного розплавлення основного металу з'єднання та примежової ділянки в зварному шві. Проведені вимірювання таких ділянок в зоні сплавлення аустенітного хромонікелевого шва зі сталлю типу 35ХМ дали змогу встановити, що їх величина сягає 30 – 50 мкм. Застосування багатопрохідного зварювання забезпечує формування таких різної величини для кожного валика зокрема.

Дослідження мікротвердості свідчать, що у зоні сплавлення утворюється твердий прошарок, мікротвердість якого перебуває у межах 5400 – 5600 МПа і значно перевищує її величину у аустенітному шві – (2100 – 2400) МПа. Показано, що використання двошарового зварювання забезпечує зменшення тривалості перебування зони сплавлення за високих температур. Внаслідок цього створюються умови для зменшення процесів дифузії зварювальної ванни і розмірів примежової ділянки.

Запропоновано можливі шляхи зменшення розмірів цього прошарку. Для розробки конкретніших рекомендацій з підвищення якості металу у зоні сплавлення з використанням аустенітних швів потрібні додаткові дослідження для зварювання інших марок сталей та зварювальних матеріалів.

3.4.2 Вплив природи зварного шва на властивості матеріалу в пришовній ділянці стику [129, 215]. Як вказувалося вище, останнім часом поширення набули високоміцні низьколеговані сталі. Їх високі механічні властивості ($\sigma_{0,2} \geq 600$ МПа, $\sigma_B \geq 850$ МПа, $\delta \geq 15$ %, $\psi \geq 50$ %, $KCU \geq 200$ Дж/см²) досягаються термічною обробкою (гартування і відпуск). З отриманням зварювання нерознімних з'єднань

з таких сталей часто, зокрема, коли з деяких причин не здійснюється попереднє підігрівання та кінцеве термічне оброблення, виникають серйозні ускладнення із забезпеченням високої технологічної міцності та достатньої експлуатаційної надійності. Основною причиною погіршення цих показників є утворення в пришовній ділянці структур гартування, зокрема мартенситу і бейніту, за наявності значних залишкових напружень першого та другого роду.

Отримання рівномірних зварних з'єднань із високоміцних сталей є предметом багатьох досліджень [197, 216, 217]. Їх аналіз показує наявність таких шляхів розв'язання цієї проблеми: регулювання термічного циклу зварювання; попереднє та супутнє підігрівання; завершальне термічне оброблення; керування характером розвитку зварювальних напружень; використання спеціальних зварювальних матеріалів для отримання певного хімічного складу та структури швів – найчастіше аустенітної та аустеніто-мартенситної. зазвичай ці прийоми спрямовані на запобігання чи зменшення кількості мартенситу в пришовній ділянці та зниження рівня залишкових напружень.

Дослідження проводилися на з'єднаннях високоміцної сталі 25ХГСА з різним хімічним та структурно-фазовим складом зварних швів – аустенітна високомарганцева сталь, що містить 12% Mn та 0,4% C, і низьковуглецева ферито-перлітна сталь. Вони істотно різняться характером та величиною температурної деформації під час охолодження і впливом на розвиток пружно-пластичної деформації в з'єднанні. Режим зварювання для всіх дослідів був однаковим. Зі швидкістю охолодження 35 град/сек. він забезпечував отримання в пришовній зоні всіх зразків однакової за розміром (шириною 0,9 мм) ділянки з мартенситною структурою. Напружений стан мартенситу вивчався методами контактної локальної ТЕРС та мікротвердості. Дослідження проводилися на мікрошліфах, максимально звільнених від напружень першого роду. Вирізання темплетів та підготовка їх поверхонь проводилась з використанням примусового охолодження. Вимірювали мікротвердість на мікротвердомірі ПМТ-3 з навантаженням на алмазну пірамідку 2 Н, а контактну локальну ТЕРС – на спеціально сконструйованій установці за окремою методикою [213 – 215], що подана вище.

Під час дослідження мікрошліфів у пришовній зоні з'єднань з ферито-перлітним швом виявлені "холодні" технологічні тріщини, що поширюються межами зерен мартенситу (рис. 3.18), тоді як у з'єднаннях з аустенітним швом вони відсутні.

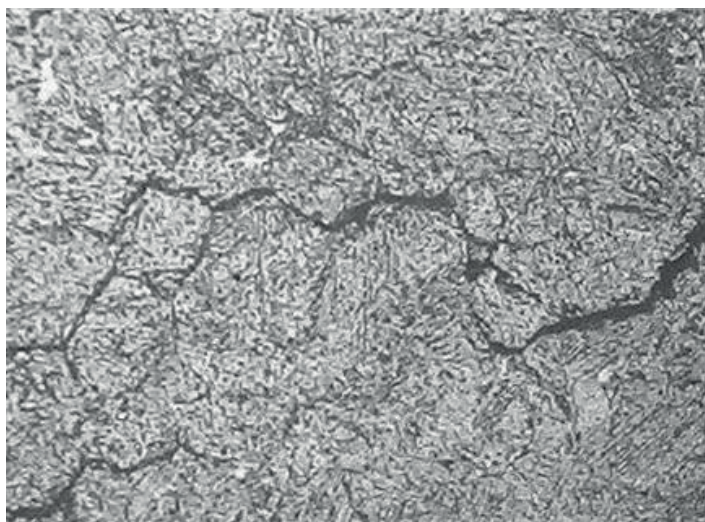


Рисунок 3.18 – Тріщини в мартенситній ділянці з'єднання з ферито-перлітним швом, $\times 300$

Результати вимірювання мікротвердості за шириною ділянки з мартенситною структурою, що розміщена між зоною сплавлення і основним металом, показано на рис. 3.19. Тут варто зазначити деяке зменшення мікротвердості за шириною ділянки, більш істотне для з'єднань з аустенітним швом. Розмір ділянки із зниженою мікротвердістю зерен мартенситу у разі аустенітного шва також більший – він сягає близько 0,3 мм, тоді як у ферито-перлітних – не перевищує 0,08 мм.

Результати вимірювання ТЕРС подані на рис. 3.20. Як видно, характер кривих КЛ ТЕРС і мікротвердості є подібним. В ділянці зменшення мікротвердості також знижується КЛ ТЕРС (від 0,33 до 0,25 мкВ/°C).

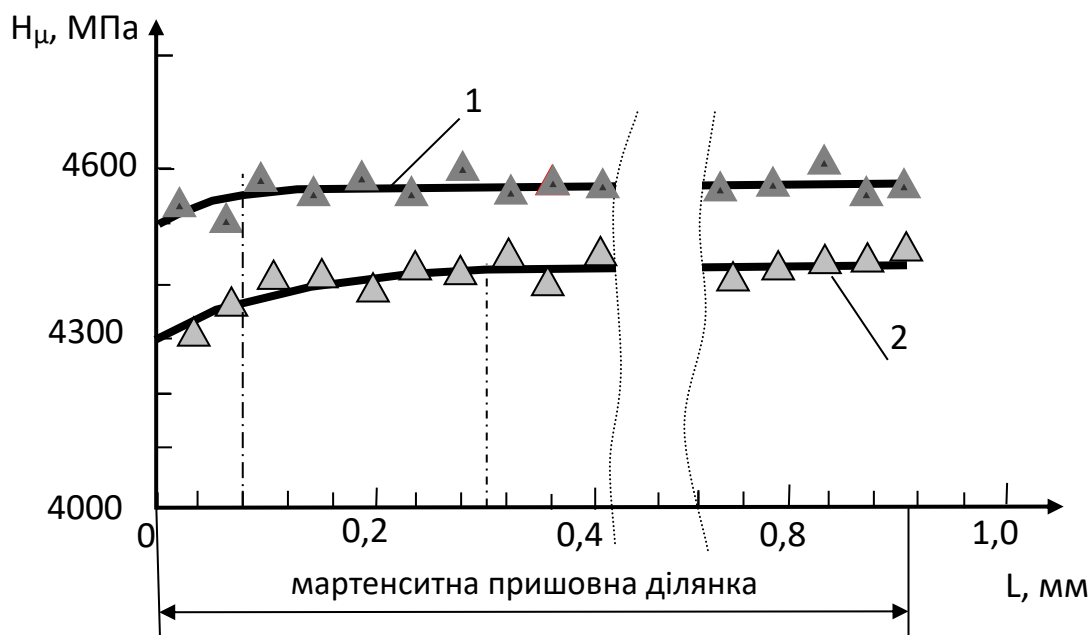


Рисунок 3.19 – Мікротвердість зерен мартенситу в пришовній ділянці: 1 – ферито-перлітний шов; 2 – аустенітний шов

Треба зауважити, що КЛ ТЕРС чутливіше, ніж мікротвердість, реагує на зміну властивостей мартенситу (максимальне її зменшення досягає 30%, тоді як мікротвердості – не перевищує 15%). Область зменшених значень на рисунку обмежується пунктирною лінією та віссю ординат.

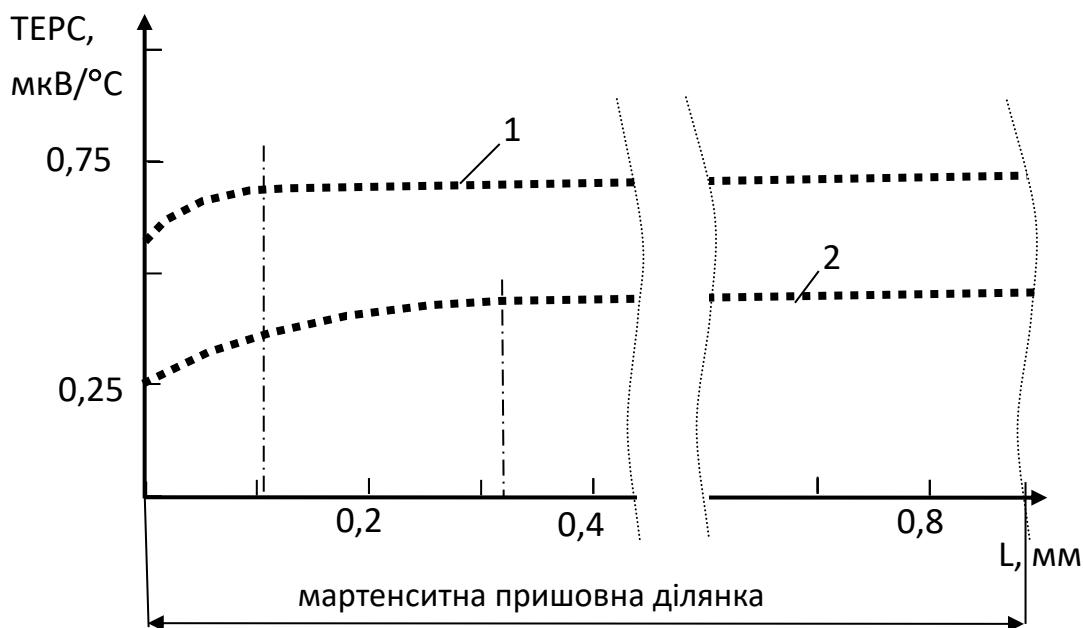


Рисунок 3.20 – Зміна КЛ ТЕРС в мартенситних зернах зони термдеформаційного впливу: 1 – ферито-перлітний шов; 2 – аустенітний шов

У зв'язку з тим, що хімічний склад мартенситу та величина і внутрішня будова його зерен для конкретної сталі однозначно визначаються параметрами термічного циклу зварювання, які, як зазначалось вище, були однаковими для всіх зразків, то можна стверджувати, що зміна його властивостей за шириною ділянки, залежно від складу швів, може бути викликана тільки різницею в напруженому стані. Тоді з рис. 3.20 можна зробити висновок, що у разі зварювання аустенітним швом, напружений стан мартенситу є менший.

Істотне, порівняно з ферито-перлітним швом, зниження напруженого стану мартенситу у разі аустенітного шва може викликатися більшим впливом останнього на ступінь пружно-пластичного деформування аустеніту у пришовній ділянці, яке зберігається на період його перетворення у мартенсит. Ступінь пружно-пластичного деформування аустеніту впливає на температурний інтервал його перетворення у мартенсит. Чим він більший, тим за вищих температур протікає це перетворення і, як наслідок, відбувається деякий самовідпуск мартенситу, за якого знижується його мікротвердість та величини внутрішніх напружень першого та другого роду.

Отже, на підставі вимірювання КЛ ТЕРС і мікротвердості виявлені вплив хімічного складу та мікроструктури зварних швів на властивості мартенситу в пришовній зоні, зокрема його мікротвердість та характер розподілу напружень. Показано, що застосування аустенітних швів істотно, порівняно з ферито-перлітним швом, знижує рівень напруженого стану мартенситної складової зварних з'єднань із сталі 25 ХГСА.

Висновки до розділу 3

1. Проаналізовано особливості конструктивного виконання зварних з'єднань, що застосовуються в газонафтотранспортній системі. Показано, що під час моніторингу технічного стану потрібно використовувати комбіновані методи, що ґрунтуються на експертній оцінці, експериментальних дослідженнях та математичних моделях, які враховують особливості технології зварювання.

2. Вивчено особливості виникнення залишкових пластичних деформацій для реалізації зварювання сталей різними способами залежно від фізико-механічних характеристик застосованих сталей та зварних швів. Запропоновано спосіб визначення та відповідні співвідношення для встановлення характерних ділянок зони пластичних деформацій, зумовлених зварюванням за відомими експериментальними даними. Запропоновано графічне відображення та апроксимаційні залежності для опису пластичних деформацій із врахуванням низькотемпературних перетворень в зварному з'єднанні.

3. Вивчено вплив залишкових напружень на граничну рівновагу трубопроводу з внутрішньою тріщиною довільної конфігурації. Запропоновано основні співвідношення анізотропної циліндричної оболонки з тріщиною та отримано їхній розв'язок. Показано, що наявність залишкових напружень може збільшити розкриття тріщини, тобто ініціювати її розширення, або може бути бар'єром на шляху поширення тріщини.

4. Розглянуто статичну міцність стикового зварного з'єднання трубопроводу із тріщиною в повздовжньому шві. Запропоновано вирази для визначення коефіцієнта запасу міцності із врахуванням дії залишкових зварювальних напружень в повздовжньому шві. З використанням двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування обчислено коефіцієнти запасу міцності зварного з'єднання з тріщиною у зварному шві із рівнем залишкових напружень 60 МПа та 90 МПа.

5. Вивчено особливості будови зони термічного впливу зварного з'єднання високоміцної сталі із аустенітним зварним швом. Запропоновано комплексне використання методів мікротвердості та контактної локальної термоелектрорушійної сили. Отримано криві розподілу поперек зварного стику значень контактної локальної термоелектрорушійної сили. Показано, що застосування аустенітного шва істотно, порівняно з ферито-перлітним швом, знижує рівень напруженого стану мартенситної складової матеріалу зварних з'єднань.

РОЗДІЛ 4 ДОСЛІДЖЕННЯ НДС ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТА ЗОСЕРЕДЖЕНИХ ЕЛЕМЕНТІВ ГНТС

4.1 Зварні з'єднання конструкцій ГНТС

4.1.1 Особливості діагностування залишкових напружень тривалоексплуатованих ГНТС. Для надійної оцінки ресурсу роботи трубопроводів потрібний комплексний підхід, однією з важливих складових якого є визначення напруженого стану їх матеріалу. Особливо це стосується місць їх потенційного технологічного ослаблення – зварних з'єднань труб. Тут спостерігається значна нерівномірність властивостей матеріалу, можуть зароджуватися та розвиватися різноманітні мікро- та макродефекти, а також наявні залишкові зварювальні напруження. Останні, залежно від конструктивного виконання, характеристик металу з'єднання, а також термічного циклу зварювання можуть бути різними за величиною та розподілом.

Проведений вище аналіз характерних зварних з'єднань, що застосовні у виготовленні елементів газонафтотранспортної системи та вивченні умов їхньої експлуатації, показав таке. До найпоширеніших у трубопровідному транспорті та складнонавантажених зварних з'єднань належить зарахувати стикові з'єднання, які мають різну конфігурацію зварних швів: прямолінійні повздовжні та кільцеві зварні шви магістральних трубопроводів. Ці зварні з'єднання зазнають різноманітних впливів залежно від умов експлуатації та прокладання трубопроводів. Окремо варто виділити колові шви, що застосовні для приварювання до плоскої поверхні або вварювання (наприклад патрубків) різноманітних конструктивних елементів та деталей машин. Польові умови виконання значної кількості зварних стиків труб, тривала експлуатація трубопровідних конструкцій, потреба у періодичній реалізації ремонтно-відновлювальних робіт вимагають врахування робочого напружено-

деформованого стану конструкцій, що відображено в багатьох роботах [16, 17, 56. 60, 94, 183, 187, 218, 219].

Важливо зазначити, що використання лише відомих експериментальних методів діагностування залишкових зварювальних напружень для розглядуваних типів зварних з'єднань є достатньо обмеженим. Обумовлено це не лише характером зварювальних напружень, які мають локальні екстремуми та значну градієнтність в околі зварного шва, а також фізичними та технологічними обмеженнями застосування експериментальних підходів. Зокрема в околі зварних з'єднань для неруйнівних методів треба виділити недостатньо повну інформативність, а для руйнівних – неможливість застосування таких методів у повному обсязі на магістральних трубопроводах. Однак, експериментальні методи визначення напружень, незважаючи на зазначені обмеження, є важливою складовою сучасної практики моніторингу технічного стану ГНТС.

У разі використання лише розрахункових методів основною проблемою є труднощі у встановленні історії формування напруженого стану матеріалу зварних стиків труб, особливо після тривалої експлуатації трубопроводу. Також треба враховувати техніку реалізації зварювальних процесів, режими зварювання обстежуваного стику труб, спосіб зварювання тощо. Найбільш застосовними такі методи є на початковій стадії проектування магістрального трубопроводу, коли для застосовуваних матеріалів труб можна попередньо визначити потрібний спосіб зварювання. Незаперечна перевага таких методів є під час розроблення технології зварювання, але вона потребує попередніх досліджень для визначення констант матеріалу, його фізико-механічних характеристик за різних температур тощо.

У зв'язку з цим важливим є розробка експериментально-розрахункових методів, які дають змогу об'єднати переваги цих підходів між собою та використати для випадку тривалоексплуатованих трубопровідних систем. Достатньо широко такі експериментально-розрахункові підходи до визначення залишкових напружень висвітлені у спеціальній літературі [16, 17, 56. 60, 94, 183, 187, 218, 219] із орієнтацією на оболонкові конструкції, зокрема в трубопровідному транспорті. Вони спрямовані на встановлення характеристик пластичних

деформацій, що обумовленні передусім зварюванням та призводять до виникнення залишкових напружень. Визначення величини та характеру пластичних деформацій здійснюється на підставі доступних експериментальних даних. Далі використовуючи відповідні математичні моделі, можна відтворити максимально наближений (до реального) розподіл залишкових напружень в зварних стиках магістрального трубопроводу.

Розглянутий у роботі метод ґрунтується на поданні тензора повної деформації (e_{ij}) у зварному стику труб у вигляді суми окремих пружної (e_{ij}^e) та пластичної (e_{ij}^0) компонент. Саме тензор пластичної деформації відповідає за формування залишкових зварювальних напружень. До того ж сучасні підходи орієнтовані на те, що компоненти тензорного поля пластичних деформацій обумовленні не лише дією термічного циклу зварювання, а також враховують особливості конструктивного виконання стику труб та можливість існування різноманітних структурних перетворень, зміни питомого об'єму матеріалу тощо. Тому у спеціальній літературі [16, 17, 27, 94, 127, 187] їх ще називають «власними деформаціями», або «умовними пластичними деформаціями». Далі формується прямий розв'язок окресленої задачі, що враховує характер робочих напружень, зокрема щодо магістрального трубопроводу це найчастіше плоский напружений стан. Однак за значної товщини зварюваних елементів труб може виникати потреба в отримванні розв'язуваних рівнянь за тривісного напруженого стану. Невідомими компонентами в таких рівняннях є розглянуті пластичні деформації, які описуються відповідними функціональними залежностями та параметрами. На цьому етапі важливо правильно вибрати подання функцій, які відображають реальні пластичні деформації в зварному стику труб.

Встановлення невідомих параметрів функціональних залежностей для опису пластичних деформацій виконується на підставі спеціального функціоналу, що забезпечує мінімальні відхилення експериментальних значень напружень та відповідних теоретичних розв'язків. Останні мають враховувати, аналогічно до експериментальних методів, досліджувані перерізи зварного стику, особливості

реалізації експериментальних вимірювань давачами конкретного методу, характеристики металу труби та її зварних з'єднань тощо. Також розв'язки прямої задачі здійснюються на підмножинах, що забезпечують стійкість до незначних змін заданих експериментальних значень. Точність встановлення параметрів поля пластичних деформацій буде лише підвищуватися, якщо кількість доступних експериментальних даних зростає, або застосовується синтез даних від декількох експериментальних методів. Детально особливості використання такого функціоналу в експериментально-розрахунковому методі розкрито в роботах [16, 17, 27, 94, 127, 187, 218].

4.1.1.1 Одностороннє виконання зварного стикового шва труб без структурних перетворень. Розв'язання задачі про визначення залишкових зварювальних напружень у стиковому зварному з'єднанні труб кільцевим швом подано в роботах [16, 17, 27, 94, 127, 187, 218]. Тут показано реалізацію фундаментального розв'язку ключового рівняння задачі для визначення функції прогину $W(\alpha)$, яке записане в рамках гіпотези Кірхгофа-Лява. Однак, варто виділити роботи [188 – 190, 192 – 194, 218, 221], де для опису тензорного поля пластичних деформацій вперше запропоновано використовувати декілька незалежних функцій (зокрема поліномів). Це дає змогу розширити область використання розглянутого експериментально-розрахункового методу на різні класи сталей. Зокрема в роботах [94, 187] розглядалися матеріали, для яких характерна монотонна зміна пластичних деформацій із максимальними значеннями на осі зварного шва. До них належать трубні матеріали із низьковуглецевих низьколегованих сталей, які не схильні до утворення структур гартування під час зварювання. Однак практика вивчення залишкових зварювальних напружень свідчить, що для високоміцних або легованих сталей таке подання є недостатнім та потребує уточнення.

Загальний вигляд зазначеного степеневого ряду, що описує поле пластичних деформацій для осесиметричного стикового з'єднання тонких оболонок (зокрема труб), відповідно до [218] такий:

$$e_{ij}^0(\alpha, \gamma) = F_{oi}(\alpha) + F_{li}(\alpha) \frac{\gamma}{h} + F_{2i} \frac{\gamma^2}{h^2}, \quad (4.1)$$

де $i = \alpha, \beta$ – осьова та кільцева координати відповідно; γ – координата за товщиною труби (збігається із нормаллю до серединної поверхні);

$$F_{vi}(\alpha) = \begin{cases} \sum_{K=0}^{n_j} a_{Kj}^{(v)} \phi_{Ki}(\alpha), & \alpha_{1j}^0 \leq \alpha \leq \alpha_{2j}^0 \\ 0, & \alpha \leq \alpha_{1j}^0, \alpha \geq \alpha_{2j}^0 \end{cases} \quad - \text{функціональна залежність для опису}$$

залишкових деформацій із лінійно незалежними функціями $\phi_{Ki}(\alpha)$ ($i = \alpha, \beta$); $a_{Kj}^{(v)}$ – невідомі параметри функціональної залежності ($j = 1$, при $i = \alpha$ та $j = 2$, за $i = \beta$); n_j – цілі числа; α_{1j}^0 та α_{2j}^0 – координати границь існування поля пластичних деформацій.

Прийнята тут скінченність числових значень, що використовуються для опису координат границь існування поля пластичних деформацій (α_{1j}^0 та α_{2j}^0); максимальної величини пластичних деформацій (n_j) вказують на скінченність та обмеженість множини для їхнього подання. Тобто, розв’язки прямої задачі є стійкими на цій множині та дають змогу встановлювати невідомі параметри функціональної залежності ($a_{Kj}^{(v)}$) на підставі доступних експериментальних даних, за незначних відхилень останніх. Також потрібно задовольняти гладкість записаних функцій на всьому проміжку існування залишкових пластичних деформацій. Для цього використано підхід, що вперше показано в роботі [94] та передбачає рівність нулевій функціональної залежності ($F_{vi}(\alpha)$) та її першої похідної ($\frac{dF_{vi}}{d\alpha} = 0$) у границях існування поля пластичних деформацій ($\alpha = \alpha_{1j}^0, \alpha = \alpha_{2j}^0$).

Отримані в роботі [218] розв’язувані вирази для обчислення компонент напруженого стану під час зварювання труб у кільцевому ($\sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma)$) та осьовому ($\sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma)$) напрямках були використані в роботі [221]. Тут досліджувалися

залишкові зварювальні напруження під час зварювання труб магістральних трубопроводів. Експериментальні результати отримані із застосуванням електромагнітного методу.

Загальний вигляд запропонованого в роботі [218] функціоналу для встановлення параметрів поля пластичних деформацій, що віднайшов практичне використання в роботі [221], має вигляд:

$$g(a_{Kj}^{(v)}, \alpha_{1j}^0, \alpha_{2j}^0) = \sum_{n=1}^N \sum_{m=1}^M Pn \left[I_m^T(\Omega_n, a_{Kj}^{(v)}, \alpha_{1j}^0, \alpha_{2j}^0) - I_m^E(\Omega_n) \right]^2, \quad (4.2)$$

де $I_m^T(\Omega_n, a_{Kj}^{(v)}, \alpha_{1j}^0, \alpha_{2j}^0)$ – прямий розв’язок задачі із невідомими параметрами $a_{Kj}^{(v)}, \alpha_{1j}^0, \alpha_{2j}^0$ поля пластичних деформацій в розглянутому перерізі Ω_n зварного стику труб; $I_m^E(\Omega_n)$ – доступні експериментальні дані компонент напруженого стану; Pn – вагові множники для використовуваних експериментальних даних.

Отже, розв’язання задачі про мінімальне значення сум квадратів різниць теоретичних та експериментальних даних, з розглядом функціоналу $g(a_{Kj}^{(v)}, \alpha_{1j}^0, \alpha_{2j}^0)$ дає змогу відшукати потрібні параметри поля пластичних деформацій. Вагові множники Pn дають змогу врахувати точність застосовуваних експериментальних методів.

4.1.1.2 Моделювання залишкового напруженого стану за двостороннього виконання кільцевих швів зварних стиків труб. Математична модель методу для одностороннього зварювання двох труб без розроблення – або із V-подібним розробленням крайок детально описана в літературі [218, 221]. Однак значна частина зварних стиків труб лінійної частини магістральних трубопроводів виготовляється на спеціальних трубозварювальних механізованих базах. Найчастіше застосовується електродугове зварювання двостороннім автоматичним способом в нижньому положенні. Попереднє розроблення крайок, залежно від товщини, або не здійснюють, або має X-подібний характер. Формування поля пластичних деформацій, а отже, і поля напружень буде дещо відмінним від

описаного в літературі [188 – 190, 192 – 194, 218, 221]. Нище показано особливості реалізації зазначених вище підходів до визначення залишкових напружень із реальними поліноміальними поданнями пластичних деформацій. Зокрема поле пластичних деформацій, спричинених двостороннім зварюванням, є неоднорідним за товщиною, що потребує його спеціального подання. На основі виразу (4.1) можна записати:

$$\begin{aligned} e_{\beta\beta}^0(\alpha) &= \begin{cases} -\varepsilon_0^* \cdot \phi(\alpha) \cdot \psi(\gamma), & |\alpha| \leq \alpha_0; \\ 0, & |\alpha| \geq \alpha_0; \end{cases} \\ e_{\alpha\alpha}^0(\alpha) &= k \cdot e_{\beta\beta}^0(\alpha), \end{aligned} \quad (4.3)$$

де ε_0^* – максимальні пластичні деформації; $\phi(\alpha)$, – функції, що описують зміну пластичних деформацій вздовж осі та за товщиною стінки труби; k – числовий параметр.

Для подання функції $\phi(\alpha)$ використано поліном шостого порядку, який за наведеними даними в роботах [162, 188] задовольняє гладкість та монотонність зміни пластичних деформацій, що характерно для реальних умов зварювання механізованими способами низьковуглецевих та низьколегованих сталей:

$$\phi(\alpha) = 1 - p \cdot (\alpha^2 / \alpha_0^2) - p_4 \cdot (\alpha^4 / \alpha_0^4) - p_6 \cdot (\alpha^6 / \alpha_0^6), \quad (4.4)$$

де α – віднесена до радіуса труби відстань від осі шва; p, p_4, p_6 – коефіцієнти, що задають кривизну графіка функції, α_0 – віднесена до радіуса труби півширина зони пластичних деформацій.

Тоді задовольняючи умову гладкості функції $\phi(\alpha)$, коли її значення та похідна рівні нулеві на границі поля пластичних деформацій, отримуємо таку систему рівнянь:

$$\left. \begin{aligned} 1 - p - p_4 - p_6 &= 0 \\ p - 2p_4 - 3p_6 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (4.5)$$

Розв'язуючи систему рівнянь 4.5 відносно параметра p , отримуємо, що $p_4 = 3 - 2p$, $p_6 = p - 2$. Тобто, вираз (4.4) будемо мати такий вигляд:

$$\phi(\alpha) = 1 - p \cdot (\alpha^2 / \alpha_0^2) - (3 - 2p) \cdot (\alpha^4 / \alpha_0^4) - (p - 2) \cdot (\alpha^6 / \alpha_0^6), \quad (4.6)$$

де $0 \leq p \leq 2$ – невідомий коефіцієнт кривизни.

Параметри функцій $\phi(\alpha)$ та $\psi(\gamma)$ для кожного конкретного випадку зварювання визначаються експериментально. У зв'язку з тим, що зміна пластичних деформацій за товщиною деталі відтворює характер зварного шва (у разі зварювання із V-подібною розробкою крайок наведено в [17]), то за двостороннього зварювання деформації будуть змінюватися за деякою параболічною залежністю симетрично відносно серединної поверхні труби (рис.4.1). Знаходження усереднених за товщиною характеристик поля пластичних деформацій значно спрощується внаслідок їх симетричності відносно серединної поверхні труби.

На підставі аналізу літературних даних [94, 121, 162, 188] та отриманих викладок для опису зміни пластичних деформацій за товщиною стінки труби застосуємо таку функцію для опису залишкових зварювальних пластичних деформацій:

$$\phi(\gamma) = 1 + n \cdot \left[p \cdot (\gamma^2 / h^2) - (3 - 2p) \cdot (\gamma^4 / h^4) - k \cdot (p - 2) \cdot (\gamma^6 / h^6) \right], \quad (4.7)$$

де n – коефіцієнт, що задає величину пластичних деформацій (при $n = 0$ зміна деформацій за товщиною відсутня); p , k – коефіцієнти, що визначають кривину епюри пластичних деформацій; h – півтовщина труби; γ – змінний за товщиною параметр.

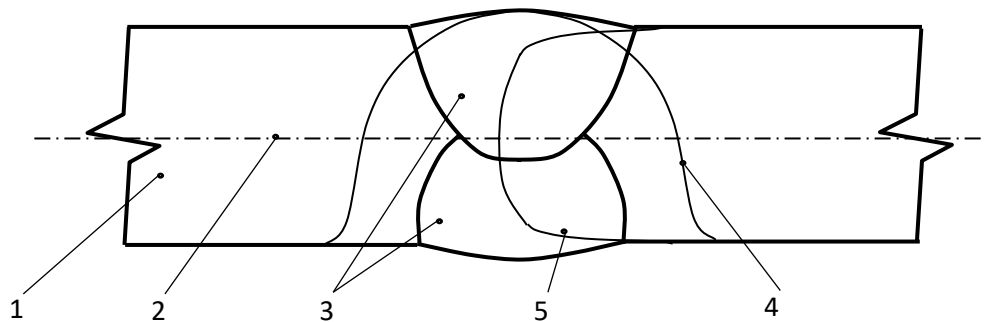


Рисунок 4.1 – Розподіл пластичних деформацій за двостороннього зварювання труб кільцевим швом: 1 – стінка труби; 2 – серединна поверхня; 3 – зварні шви; 4 – функція $\phi(\alpha)$; 5 – функція $\psi(\gamma)$.

Вирази для обчислення залишкових зварювальних напружень, що враховують особливості формування поля напружень у разі двостороннього зварювання без розроблення та з Х-подібним розробленням крайок труб наведено в спеціальній літературі [162, 188]. Варто зазначити, що прямого розв’язку задачі є недостатньо, а тому реалізується побудова спеціального функціоналу (4.2), що забезпечує встановлення невідомих параметрів поля пластичних деформацій.

4.1.1.3 Експериментальне дослідження напруженого стану в зварних з’єднаннях труб із врахуванням структурних змін. Оцінювання структурних змін в зоні термічного впливу. Натепер у нафтогазовій промисловості для виготовлення труб знаходять дедалі ширше застосування сталі з підвищеною міцністю. Структура і деякі властивості металу і зони термічного впливу зварних швів трубних сталей досліджувались у роботах [118, 127, 218, 222, 224]. На підставі досліджень сформульовані вимоги до термічного циклу дугового зварювання, зважаючи на оптимальне значення ударної в’язкості, отриманої внаслідок розрахунку кількості фазових складових структури. Однак, зв’язок структури зони термічного впливу із початковими даними приладів неруйнівного вимірювання напружень, недостатньо розкритий та потребує вивчення. Спроба встановлення аналогічного зв’язку була зроблена в роботі [223], де аналітично, числовими методами досліджено вплив мікроструктурних змін на залишкові зварювальні напруження для трубної сталі типу X65. Розрахунок залишкових напружень

здійснено за схемами, які враховують зміну фізичних властивостей металу – об’ємних ефектів та опору матеріалу деформуванню (границі текучості за даної температури). Нище розглянуто структури різних ділянок зони термічного впливу сталі 13Г1СУ, які характерні для з’єднань, що утворюються під час зварювання на рекомендованих режимах [17, 95, 119, 120]. Визначено властивості ділянок зони термічного впливу та встановлено початкові значення магнітоелектричного приладу неруйнівного визначення напружень. Основна методика проведених досліджень розкрита в джерелах [118, 224].

Досліджувана сталь 13Г1СУ з твердорозчинним зміцненням і оброблена кальцієм мала такий хімічний склад: C – 0,14; Mn – 1,5; Si – 0,52; S – 0,06; P – 0,016; Gr – 0,38; N – 0,0045; Cu – 0,004; Al – 0,037; Ti – 0,023; V – 0,02; Nb – 0,006; As – 0,005; N₂ – 0,007. Характер зміни структури зони термічного впливу під час зварювання цієї марки сталі (13Г1СУ) залежить від особливостей термодформаційного циклу і найістотніші зміни структури та властивості основного металу спостерігаються у високотемпературних її ділянках.

Для імітації структур різних ділянок зони термічного впливу зразки-імітатори, відповідно до розробленого плану експерименту, нагрівали до температур 750 °C, 950 °C, 1100 °C, 1250 °C зі швидкістю відповідною процесу зварювання. Нагрів здійснювали пропусканням струму через зразок, під’єднаний до стикової зварювальної машини. Температуру контролювали хромель-алюмелевою термопарою. Діапазон досліджуваних швидкостей охолодження (в інтервалі 650–450 °C) сягав 100...1,5 °C/с і охоплював швидкості охолодження, що відповідають зварюванню в середовищі захисних газів та під шаром флюсу [118, 224]. Мікроструктуру виявляли шляхом хімічного травлення чотирьох відсотковим розчином азотної кислоти в етиловому спирті, а далі досліджували на металографічному мікроскопі МІМ-8М з різними збільшеннями ($\times 100 \dots \times 1100$). Вимірювання твердості зразків здійснювали методом Вікерса, а також на мікротвердомірі ПМТ-3. Напруження, що обумовлені зміною структури і активним навантаженням вимірювали з використанням неруйнівного магнітоелектричного приладу SMMT-3.

Внаслідок дослідження структур, утворених під час імітації термічних циклів різних ділянок зони термічного впливу зварного з'єднання, виявлено таке. Термічний цикл з максимальною температурою нагріву $750\text{ }^{\circ}\text{C}$ сприяє утворенню ферито-перлітних структур, які залежно від швидкості охолодження відрізняються своєю однорідністю, а також твердістю. До того ж чим більша швидкість охолодження – тим вища твердість. Значення твердості структур зразків, які охолоджувались зі швидкістю $1,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$, сягає 150 HV, а за $100\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$ 230 HV.

В зразках з максимальною температурою нагріву $920\text{ }^{\circ}\text{C}$ спостерігаються, разом з утворенням дрібнозернистої ферито-перлітної структури, ділянки з бейнітом. Судячи з вимірювань твердості, які змінювались від 150 до 250 HV, бейніту виділяється з максимальною швидкістю охолодження до 90 %, а з мінімальною (на повітрі) – 15%.

Термічні цикли, за яких відбулось повне аустенітне перетворення під час нагріву без значного перегріву ($1100\text{ }^{\circ}\text{C}$), в кінцевому результаті забезпечили структури від ферито-перлітних до бейнітних. Їх твердість змінюється 150...300 HV (300 HV – 100% бейніт). Мікротвердість показала для бейніт 274 – 300 HV. Структура з майже 60 – 70 % бейніту і мартенситу плюс 30 – 40 % фериту і перліту утворюється в зразках, нагрів яких сягав $1250\text{--}1300\text{ }^{\circ}\text{C}$ і з максимальними швидкостями охолодження. В зразках цієї партії, що охолоджувались з мінімальною швидкістю ($1,5\text{ }^{\circ}\text{C}/\text{с}$), виявлено ферито-перлітні структури перегріву – відманштет, з твердістю $\approx 160\text{ HV}$ [118, 224].

На підставі аналізу швидкостей охолодження було вибрано оптимальні параметри режиму автоматичного зварювання (погонна енергія $15,5\text{ КДж}/\text{см}$) під шаром флюсу. Тут орієнтовна швидкість охолодження зварного з'єднання (щодо забезпечення оптимального структурно-фазового складу зони термічного впливу) сягала близько $13^{\circ}\text{C}/\text{сек}$. Структура зони термічного впливу сталі 13Г1СУ для стикового з'єднання труб $1020\times 10\text{ мм}$, звареної на рекомендованих режимах, показана на рис. 4.2.

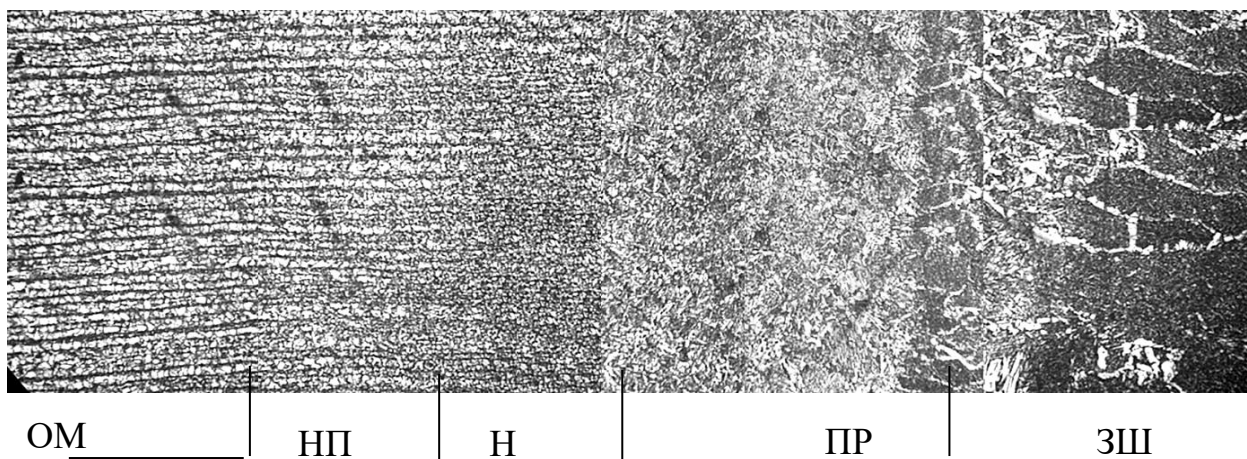


Рисунок 4.2 – Структура зони термічного впливу зварного з’єднання сталі 13Г1СУ ($\times 100$, фото зменшення $\times 5$): ЗШ – зварний шов

В досліджуваній ЗТВ можна виділити характерні ділянки: неповної перекристалізації, нормалізації та ділянки перегріву.

На зразках – імітаторах з відповідними структурами проводили визначення зміни показів магнітоелектричного приладу SMMТ-3 (ΔN), які характеризують магнітну проникність матеріалу залежно від фазового складу. Досліджувались зразки, які відрізнялися умовами нагріву та охолодження.

Для наближеного врахування зміни структурно-фазового складу зони термічного впливу зварного з’єднання та визначення початкового значення показів магнітоелектричного приладу SMMТ-3 в досліджуваній області, що перебуває під давачем, запропоновано такий підхід:

$$N_0^{сеп} = m \cdot N_0^{ПР} + n \cdot N_0^H + k \cdot N_0^{НП} + s \cdot N_0^{ОМ}, \quad (4.8)$$

де $N_0^{сеп}$ – початкового значення показів приладу в досліджуваній під давачем області; $N_0^{ПР}; N_0^H; N_0^{НП}; N_0^{ОМ}$ – значення показів приладу відповідних ділянок структур: ОМ – основний метал, НП – неповна перекристалізація, Н – нормалізація, ПР – перегрів; $m; n; k; s$ – вагові множники, що враховують вклад кожної із структур.

Проведений аналіз залежності початкових показів приладу на зразках-імітаторах від швидкості їх охолодження [118, 127, 218, 224] для досліджуваної сталі 13Г1СУ отримані такі результати. Зокрема, кожна із ділянок ЗТВ значно відрізняється значеннями показів приладу (основний метал – 56, неповна перекристалізація – 123, нормалізація – 84, перегрів – 74), що може внести похибки в результати експериментального визначення напружень (рис. 4.3). Отримані результати вказують на значні відмінності фізичних властивостей металу на різних відстані від осі шва та наглядно характеризують значний вплив термодеоформаційного циклу зварювання на вимірювання напружень неруйнівними фізичними методами.

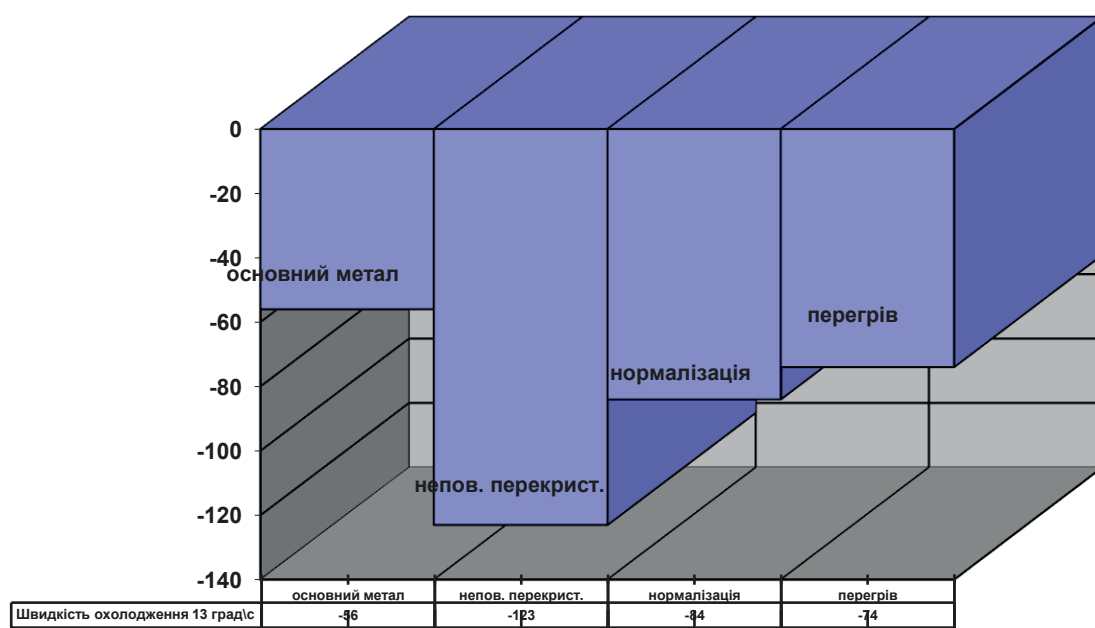


Рисунок 4.3 – Початкові покази приладу магнітопружної тензометрії на зразках-імітаторах, що моделюють різні ділянки зони термічного впливу зварного з’єднання, звареного з оптимальними швидкостями охолодження

Використовуючи допоміжний пристрій, який дав змогу послідовно наближатися до шва з кроком 0,1 мм, було виконано вимірювання компонент напруженого стану в околі стикового зварного з’єднання з кільцевим швом [118]. Показано, що найвищі залишкові напруження виникають на поверхні труби в околі

шва. Із збільшенням відстані від осі шва розподіл зафіксованих напружень носить коливний характер та інтенсивно затухає на відстані до 50 – 100 мм. Результати, що наведені в роботі [221], показують, що похибка вимірювань в зоні термічного впливу зварного стику труб може сягати до 30 %. Отже використання зразків-імітаторів дає змогу визначити початкові покази приладів неруйнівного контролю для підвищення точності вимірювань залишкових напружень в околі зварного шва.

Зазначимо, що визначальним для магнітоелектричного приладу SMMT-3 є розмір ділянки із конкретною структурою та початкові покази приладу на цій ділянці. Для наближеного врахування впливу різних ділянок ЗТВ зварного з'єднання, що перебувають у досліджуваній під давачем області, та визначення напружень, нами запропоновано такий підхід. Спочатку в польових умовах виконують металографічний аналіз зварного з'єднання, визначають лінійні розміри ЗТВ та знімають покази приладів для визначення напружень в навколошовних ділянках. Під час кожного вимірювання належить виконувати обов'язкову фіксацію відстані від осі шва до геометричного центру давача. Отримана інформація дає змогу визначити найвагоміші (щодо впливу на початкові покази приладів неруйнівних методів) структурні складові та вибрати мінімально потрібну кількість зразків-імітаторів. Далі у лабораторних умовах виконують тарування еталонного зразка шляхом імітації термічного циклу зварювання на окремих зразках-імітаторах і отримують відповідний структурно-фазовий склад визначених ділянок ЗТВ та визначають на них початкові значення показів приладу.

4.1.1.4 Визначення тензорного поля умовних пластичних деформацій в зварному з'єднанні на підставі експериментальних досліджень. У практиці визначення залишкових технологічних напружень у зварних з'єднаннях головний інтерес являє собою обернена задача: як визначити напружений стан конструкції, яка перебуває в експлуатації, на підставі доступних експериментальних даних [17, 218, 222]. Аналіз функціоналу (4.2) показує, що точність визначення параметрів функціональної залежності (4.1) для визначення пластичних деформацій істотно залежить від точності використовуваних експериментальних даних. Останні залежать не лише від характеристик приладу, властивостей матеріалу, наявності та

розмірів зони термічного впливу, а також від застосовуваних давачів приладів. Зокрема формуючи функціоналу (4.2) для випадку застосування неруйнівних експериментальних методів для визначення напружень, треба зважати на чинники, які можуть призводити до похибок вимірювань:

- значна кількість експериментальних даних може порушити гладкість шуканого поля;
- експериментальні методи зазвичай дають інформацію не про окремі компоненти напруженого стану, а про їх комбінацію (різниця головних напружень тощо);
- давачі приладів здебільшого не забезпечують достатньої локальності досліджуваної області під час вимірювань;
- на покази приладів істотно впливає зміна структурно-фазового складу матеріалу в зоні термічного впливу зварного з'єднання.

Розглянемо детальніше ці чинники та шляхи зменшення їхнього впливу. У разі великої кількості експериментальних даних можливі збурення та порушення гладкості досліджуваного поля пластичних деформацій. Тоді використовують відповідні математичні підходи, які передбачають застосування так званого стабілізуючого функціоналу, що детально описаний в роботах [16, 17]. Він забезпечує гладкість функції поля пластичних деформацій та мінімізує кривину її графіка.

Питання щодо вимірюваних величини напружень та локальності застосовуваних давачів доцільно розглядати комплексно. Причиною цьому є потреба у формуванні адекватного математичного подання прямого розв'язку задачі для функціоналу (4.2). Зокрема розглянемо особливості формулювання такого розв'язку на прикладі широко застосовуваних в трубопровідному транспорті акустичного та електромагнітного методів вимірювання напружень. У першому наближенні можна прийняти, що ці методи дають змогу отримувати середньоінтегральну за товщиною труби різницю головних напружень, або різницю головних напружень на поверхні металу. Також зі застосуванням даних експериментальних методів, варто зважати, що на результати вимірювань

впливають геометричні фактори (давачі приладів мають встановлені геометричні характеристики), а вимірювані значення є різницею головних напружень. Вперше такий підхід було розглянуто в роботі [94] для електромагнітного методу, де під час розв'язання функціоналу було використано прямий розв'язок задачі у вигляді різниці головних напружень. Надалі він отримав розвиток в роботі [196], де запропоновано записувати прямий розв'язок задачі так:

- для електромагнітного методу у вигляді різниці головних напружень, яка проінтегрована по поверхні, що відповідає площі контакту давача з трубою;
- для акустичного методу як різницю головних напружень, що проінтегрована за товщиною труби під давачем приладу.

Також математичне відображення зазначених вище підходів розвинуто в роботах [127, 218, 221, 222].

Врахування впливу зміни структурно-фазового складу матеріалу в околі зварного шва на діагностування напружень неруйнівними методами детально розглянуто вище та подано в роботах [127, 218]. Зазначимо лише, що визначальним є розмір ділянки із конкретною структурою та початкові покази приладу на цій ділянці. Перше визначається для кожного конкретного випадку на основі експериментального визначення лінійних розмірів зони термічного впливу, а друге в лабораторних умовах на спеціальних зразках-імітаторах.

4.1.2 Дослідження залишкових напружень в зварних з'єднаннях циліндричних оболонок із високоміцних сталей. Як вказувалося вище, залишкові напруження, які виникають внаслідок технологічного процесу зварювання, характеризуються нерівномірністю розподілу за величиною та характером. Зокрема одним з найскладніших випадків є зварювання кільцевого шва у циліндричній конструкції із високоміцної сталі [47, 194, 204, 205]. Тут виникає двовісний напружений стан, який характеризується значними градієнтами та можливою зміною знаку робочих напружень в локальному об'ємі. Для їх моделювання та визначення в роботі використано відомий метод умовних пластичних деформацій [47, 194, 204, 205], що дає змогу на підставі доступної експериментальної інформації обчислити залишкові зварювальні напруження в довільній точці конструкції. Важливим є

визначити поле пластичних деформацій, що задовольняє умови гладкості та дає змогу, завдяки відповідним параметрам, максимально наблизитися до реального.

Внаслідок узагальнення відомих експериментальних та розрахункових даних [47, 194, 204, 205], залишкові пластичні деформації зумовлені термічним зварювальним циклом для високоміцних сталей, що схильні до низькотемпературних перетворень, сформульовано для кільцевого ($e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma)$) та осевого ($e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma)$) напрямків у такому вигляді:

$$\begin{cases} e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma) = -\varepsilon_1^* f_1(\gamma) [\phi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) - \rho_0 \phi_0(\alpha) S_0^0(\alpha)] \\ e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma) = -\varepsilon_2^* f_2(\gamma) [\phi_2(\alpha) S_2^0(\alpha) - \rho_3 \phi_3(\alpha) S_3^0(\alpha)] \end{cases} \quad (4.9)$$

де $\alpha = z/R$, z – координата точки вздовж осі труби (початок вибрано на її серединній поверхні радіусом R); γ – координата вздовж зовнішньої нормалі до серединної поверхні; $S_i^0(\alpha) = 1$, $|\alpha| \leq \alpha_i$; $S_i^0(\alpha) = 0$, $|\alpha| > \alpha_i$; $\alpha_i = b_i/R$; b_i – координати зони пластичних деформацій; $f_i(\gamma) = 1 + q_i \gamma/h - n_i \gamma^2/h^2$, $q_i < n_i < 1$, h – півтовщина оболонки; $\phi_i(\alpha) = 1 + s_i \alpha^2/\alpha_i^2 - (3 + 2s_i) \alpha^4/\alpha_i^4 + (2 + s_i) \alpha^6/\alpha_i^6$; $i = 0, 1, 2, 3, 4$; ε_i^* , q_i , n_i , s_i , ρ_0 , ρ_3 – числові параметри, що визначаються за допомогою експериментальних даних.

Функція $\phi_i(\alpha)$ характеризує розподіл пластичних деформацій вздовж твірної труби, а $f_i(\gamma)$ – їх зміну за товщиною труби. Загальний вид зазначених функціональних залежностей подано на рис. 4.4. Такі розподіли дають змогу описати поле пластичних деформацій відповідно до особливостей фізико-механічних характеристик високоміцних сталей [47, 205]. Покладаючи $\rho_0 = 0$, рівняння (4.9) нескладно модифікувати для зварювання труб із низьковуглецевих низьколегованих сталей, не схильних до низькотемпературних перетворень із багатошаровим кільцевим швом, як це показано в роботі [183]. Якщо прийняти $\rho_0 = 0$ та $\rho_3 = 0$, отримаємо співвідношення, що близькі за своєю суттю до поданих

в роботах [94, 187] та характеризують зварювання труб за один прохід. Тобто, запропоновані та апробовані [194] вище співвідношення (4.9) дають змогу отримати універсальний підхід до відображення залишкових пластичних деформацій під час зварювання труб газонафтопровідних систем.

Отримані вирази можна застосувати для створення математичної моделі експериментально-розрахункового методу визначення напружень у зварних з'єднаннях сталей підвищеної міцності. Для цього використаємо підходи застосовані в роботах [16, 17, 47, 194, 204, 205].

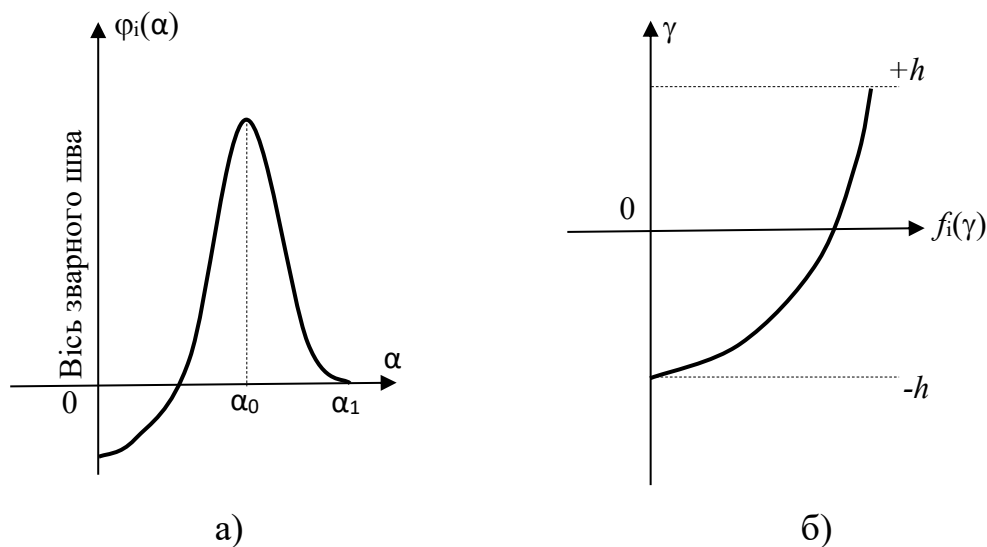


Рисунок 4.4 – Зміна залишкових пластичних деформацій:

а) у кільцевому напрямку вздовж твірної; б) за товщиною труби

Як наслідок, отримаємо прямий розв'язок задачі для обчислення прогину оболонки (W), а також залишкових осьових ($\sigma_{\alpha\alpha}$) і кільцевих ($\sigma_{\beta\beta}$) напружень в довільній точці зварного стику труби та зумовлені залишковими деформаціями після зварюванням:

У вирази (4.10) – (4.12) входять довільні числові параметри ε_i^* , q_i , n_i , s_i , ρ_0 , ρ_3 , що характеризують розподіл залишкових деформацій $e_{jj}^0 (j = \alpha, \beta)$. Для конкретних зварних з'єднань ці параметри визначаються за допомогою експериментальної інформації на основі розв'язку оберненої задачі теорії оболонок [17, 222].

$$\bar{W}(\alpha) = -\frac{\lambda}{2} \cdot \left\langle \left(1 - \frac{n_1}{3}\right) [F_{11}(\alpha) - \rho_0 F_{10}(\alpha)] + \right. \\ \left. + \frac{1}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} \{ \mu q_1 [F_{21}(\alpha) - \rho_0 F_{20}(\alpha)] + k q_2 [F_{22}(\alpha) - \rho_3 F_{23}(\alpha)] \} \right\rangle ; \quad (4.10)$$

$$\sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) = \frac{\lambda}{2(1-\mu^2)} \frac{\gamma}{h} \left\{ -\sqrt{3(1-\mu^2)} \left(1 - \frac{n_1}{3}\right) [F_{21}(\alpha) - \rho_0 F_{20}(\alpha)] + \right. \\ \left. + \mu q_1 [F_{11}(\alpha) - \rho_0 F_{10}(\alpha)] + k q_2 [F_{12}(\alpha) - \rho_3 F_{13}(\alpha)] \right\} + \\ + \frac{1}{(1-\mu^2)} \left(\frac{1}{3} - \frac{\gamma^2}{h^2} \right) \left\{ \mu n_1 [\phi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) - \rho_0 \phi_0(\alpha) S_0^0(\alpha)] + \right. \\ \left. + k n_2 [\phi_2(\alpha) S_2^0(\alpha) - \rho_3 \phi_3(\alpha) S_3^0(\alpha)] \right\} \quad (4.11)$$

$$\sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma) = \bar{W}(\alpha) + \mu \bar{\sigma}_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) + f_1(\gamma) \cdot \\ \cdot [\phi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) - \rho_0 \phi_0(\alpha) S_0^0(\alpha)] \quad , \quad (4.12)$$

$$\text{де} \quad F_{sj}(\alpha) = \int_{-\alpha_i}^{\alpha_i} \phi_i(\xi) \exp[-\lambda|\xi - \alpha|] \left[\cos \lambda(\xi - \alpha) + (-1)^{j-1} \sin \lambda(\xi - \alpha) \right] d\xi ;$$

$$\lambda^4 = \frac{3R^2(1-\mu^2)}{4h^2}; \quad i=1,2; \quad j=1, 2, 3; \quad \bar{W}(\alpha) = \frac{1}{\varepsilon_1^* R} W(\alpha); \quad \bar{\sigma}_{ij}(\alpha, \gamma) = \frac{1}{E \varepsilon_1^*} \sigma_{ij}(\alpha, \gamma).$$

Нище виконано порівняльний аналіз запропонованих співвідношень (4.10) – (4.12) із відомими даними в спеціальній літературі [47] на прикладі трубопроводу із високоміцної сталі діаметром 1020 мм та товщиною стінки 12 мм. Механічні характеристики сталі, величина внутрішнього тиску та числові параметри поля пластичних деформацій приймалися аналогічно до даних, що наведені в роботах [47, 225]: $E = 2,1 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\sigma_b = 760$ МПа; $\sigma_{0.2} = 690$ МПа; $p = 6,0$ МПа; $b_1 = 14$; $b_2 = 10$; $b_3 = 8$; $s_1 = 1$; $s_2 = 2$; $s_3 = 1$; $\rho_3 = 0,6$. Значення n_i приймалися рівними та дорівнювали 0,25.

Під час обчислення залишкових напружень виконано дослідження впливу числових параметрів ρ_0 ; b_0 ; s_0 на характер зміни напружень (рис. 4.5). Ці параметри запропоновані вперше та дають змогу відображати характер

напруженого стану у високоміцних сталях із низькотемпературними перетвореннями повніше.

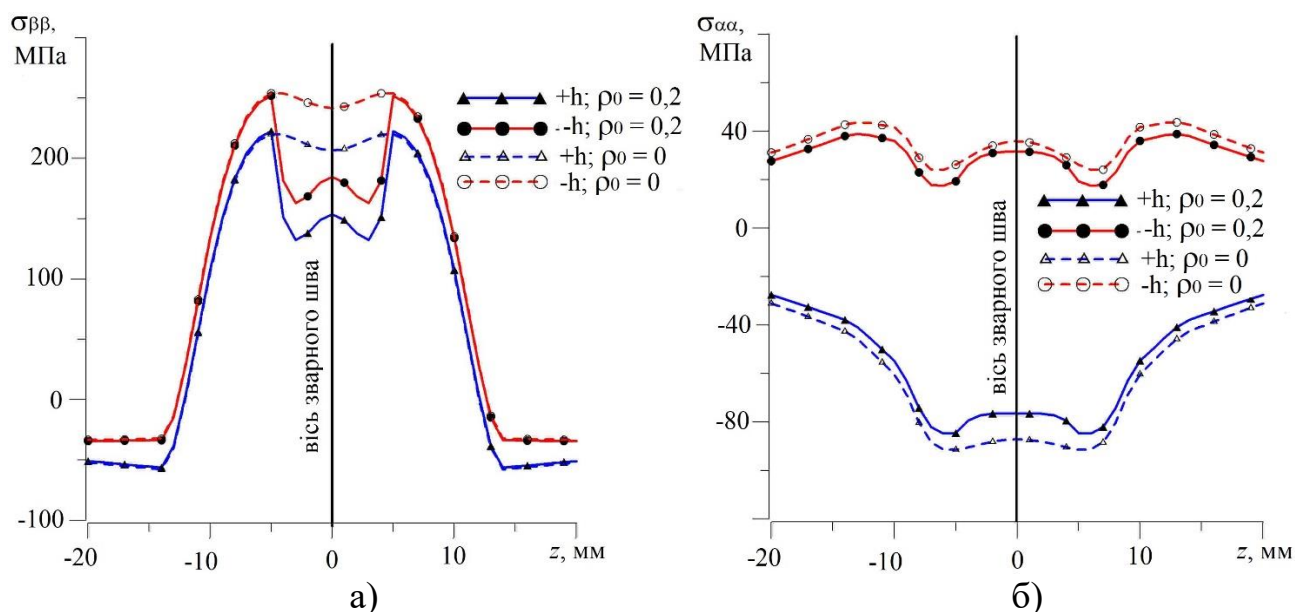


Рисунок 4.5 – Розподіл зварювальних напружень в зварному стику труб: а) кільцевих ($\sigma_{\beta\beta}$); б) осьових ($\sigma_{\alpha\alpha}$); суцільні лінії – $\rho_0 = 0,2$; штрихові лінії – $\rho_0 = 0$; $+h$ та $-h$ – напруження на зовнішній та внутрішній поверхнях труби відповідно

Розрахунки виконано для нульових значень досліджуваних числових параметрів ($\rho_0 = 0$; $b_0 = 0$; $s_0 = 0$), аналогічно до встановлених в роботі [47] (пунктирні лінії), а також для прийнятих числових параметрів: $\rho_0 = 0,2$; $b_0 = 5$; $s_0 = 3$ (суцільні лінії). Для зручності, результати позначаються як $\rho_0 = 0$ та $\rho_0 = 0,2$ відповідно.

Аналіз отриманих результатів свідчить, що використання числових параметрів ρ_0 ; b_0 ; s_0 дає змогу отримати на осі зварного шва локальний мінімум напружень із зміщенням максимальних значень в зону термодеомаційного впливу. Саме такий характер напруженого стану спостерігається для зварних швів із низькотемпературними структурними перетвореннями типу аустеніту або бейніту та детально описані в роботі [47].

Із віддаленням від осі зварного шва криві розподілу кільцевих напружень (рис. 4.5, а) збігаються, а осьових (рис. 4.5, б) близькі за характером зміни. Тобто

запропоновані співвідношення (4.10) – (4.12) забезпечують розширення області використання математичної моделі розглянутого експериментально-розрахункового методу.

4.1.3 Визначення розподілу залишкових напружень у зварних з'єднаннях елементів конструкцій прямолінійними швами. Зварні з'єднання з прямолінійними швами найчастіше в трубопроводному транспорті зустрічаються у зварних трубах. Негативний вплив незрелаксованих залишкових напружень на міцність і утримувану здатність таких зварних елементів є аналогічним до кільцевих швів стиків труб. Під час тривалого терміну експлуатації трубопроводних систем, а також виготовлення в зонах зварних з'єднань можуть виникати різноманітні гострокінцеві дефекти, які зазвичай моделюються тріщинами. Аналіз результатів досліджень, наведених в літературних джерелах, зокрема в [60, 63] показує, що в зонах осьових (поздовжніх) швів у труб (зокрема магістральних газонафтопроводів) розподіл зварювальних напружень мало чим відрізняється від аналогічного розподілу в пластинах, тобто ефект кривини труби у цьому разі є незначним. Загалом такий розподіл є тривісним, тому для його аналізу в зонах швів використаємо математичну модель плоского шару з прямолінійним швом. Для конструкції з тривалим терміном експлуатації використовують розрахунково-експериментальний метод, який базується на математичних моделях тіл із залишковими напруженнями і обернених задачах з використанням експериментальної інформації. Суть методу викладено зокрема в роботах [28, 55, 60, 112]. Найповніше дослідження прямолінійних швів труб магістральних газонафтопроводів описано автором в роботі [60].

Розглянемо нескінченний плоский шар завтовшки $2h$ під дією зумовлених зварюванням пластичних деформацій e_{ij}^0 і подамо компоненти тензора малої деформації у вигляді суми $e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^0$, де e_{ij}^e – компоненти тензора пружної деформації. Внесемо шар до декартової системи координат X_1, X_2, X_3 і введемо безрозмірну систему координат $x = X_1/h, y = X_2/h, z = X_3/h$, скерувавши вісь y уздовж осі шва, а вісь z – уздовж нормалі до серединної поверхні шару (рис. 4.6).

Нехай шар перебуває в умовах плоскої деформації ($e_{yy} = 0$, $\sigma_{xy} = \sigma_{yz} = 0$, σ_{ij} – компоненти тензора дотичних напружень) і його поверхні $z = \pm 1$ вільні від навантаження, а поле деформацій e_{ij}^0 описується функціями:

$$e_{xx}^0 = e_{xx}^0(x, z), \quad e_{yy}^0 = e_{yy}^0(x, z), \quad e_{zz}^0 = e_{zz}^0(x, z), \quad (4.13)$$

$$e_{xz}^0 = e_{xz}^0(x, z), \quad e_{yz}^0 = e_{xy}^0 = 0. \quad (4.14)$$

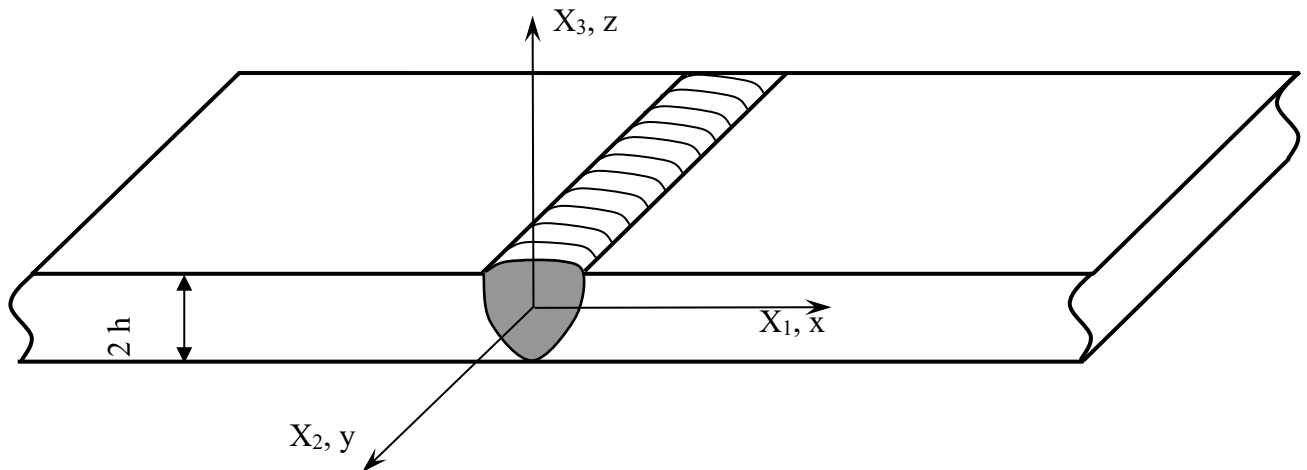


Рисунок 4.6 – Розрахункова схема прямолінійного шва [60]

Тоді, використавши, запропонований В. М. Вігаком метод безпосереднього інтегрування рівнянь рівноваги і суцільності у напруженнях без використання допоміжних потенціальних функцій, визначальні рівняння про напружений стан такого шару можна записати у вигляді [60]:

$$\nabla^2 \sigma = \theta(x, z), \quad \nabla^2 \sigma_{zz}^r = \frac{\partial^2}{\partial x^2} \sigma, \quad (4.15)$$

$$\text{де} \quad \theta(x, z) = -\frac{E}{1-\mu^2} \left(\frac{\partial^2 e_{zz}^0}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 e_{xx}^0}{\partial z^2} - 2 \frac{\partial^2 e_{xz}^0}{\partial x \partial z} + \mu \nabla^2 e_{yy}^0 \right), \quad \nabla^2 = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2};$$

$\sigma = \sigma_{xx}^r + \sigma_{zz}^r$; σ_{ii} ($i = x, y, z$) – компоненти тензора нормальних напружень; E – модуль Юнга; μ – коефіцієнт Пуассона. Дотичні σ_{xz}^r і нормальні σ_{xx}^r та осьові σ_{yy}^r напруження визначаються через розв’язувальні функції σ та σ_{zz} за формулами:

$$2\sigma_{xz} = - \int_{-\infty}^{\infty} \frac{\partial \sigma_{zz}^r(\eta, z)}{\partial z} \operatorname{sgn}(x - \eta) d\eta, \quad (4.16)$$

$$\sigma_{xx}^r = \sigma - \sigma_{zz}^r, \quad \sigma_{yy}^r = -E e_{yy}^0 + \mu \sigma. \quad (4.17)$$

Граничні умови на поверхнях шару, на основі рівняння рівноваги, виразимо через розв'язувальну функцію σ_{zz} так:

$$\sigma_{zz}^r = 0, \quad \frac{\partial \sigma_{zz}^r}{\partial z} = 0, \quad z = \pm 1. \quad (4.18)$$

Застосовуючи до рівнянь (4.15) і граничних умов (4.18) інтегральне перетворення Фур'є по координаті x , у просторі зображень отримано розв'язки диференціальних рівнянь, що задовольняють граничні умови. Далі виконавши обернене перетворення Фур'є, отримано вирази для обчислення напружень в безмежному плоскому шарі з прямолінійним швом і отримаємо формули [60]:

$$\begin{aligned} \sigma(x, z) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \left\{ \Omega(s) [1 - 2\psi(s) \operatorname{chsz}] - m\bar{\sigma}_0(s) \left[1 - z^2 + \frac{2}{s^2} - \frac{4}{s} \psi(s) \operatorname{cths} \cdot \operatorname{chsz} \right] - \right. \\ \left. - 2mp\bar{\sigma}_0(s) \left[z + 2R(s) \left(\frac{1}{s} - \operatorname{cths} \right) \operatorname{shsz} \right] \right\} \cos x ds \end{aligned} \quad (4.19)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{zz}^r(x, z) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \left\{ \Omega(s) [1 + \psi(s)(sz \operatorname{shsz} - (1 + s \operatorname{cths}) \operatorname{chsz})] - \right. \\ - m\bar{\sigma}_0(s) [1 - z^2 + 2\psi(s)(\operatorname{cths} \cdot z \operatorname{shsz} - \operatorname{chsz})] - \\ \left. - 2mp\bar{\sigma}_0(s) [z - R(s)((1 - s \operatorname{cths}) z \operatorname{chsz} + s \operatorname{shsz})] \right\} \cos x ds \end{aligned} \quad (4.20)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{xz}^r(x, z) = \frac{1}{\pi} \int_0^{\infty} \left\{ s\Omega(s)\psi(s)(z \operatorname{chsz} - \operatorname{cths} \operatorname{shsz}) + \right. \\ + 2m\bar{\sigma}_0(s) \left[\frac{z}{s} - \psi(s) \left(\left(\frac{\operatorname{cths}}{s} - 1 \right) \operatorname{shsz} + \operatorname{cths} \cdot z \operatorname{chsz} \right) \right] - \\ \left. - 2mp\bar{\sigma}_0(s) \left[\frac{1}{s} - R(s) \left(\left(\frac{1}{s} - \operatorname{cths} \right) (\operatorname{chsz} + sz \operatorname{shsz}) + s \operatorname{chsz} \right) \right] \right\} \sin x ds; \end{aligned} \quad (4.21)$$

Тут використано такі позначення та заміни:

$$\begin{aligned}\Omega(s) &= -\bar{\sigma}_0(s) \left[1 - m(p+1) - \frac{2m}{s^2} \right] + \frac{2m}{s^2} \bar{\sigma}_2(s); \\ \psi(s) &= \frac{2shs}{2s + sh2s}; \quad R(s) = \frac{2shs}{sh2s - 2s}; \\ \bar{\sigma}_0(s) &= \frac{E}{1-\mu^2} \left[\bar{\varepsilon}_{zz}^0(s) + \mu \bar{\varepsilon}_{yy}^0(s) \right]; \quad \bar{\sigma}_2(s) = \frac{E}{1-\mu^2} \left[\bar{\varepsilon}_{zz}^0(s) + \bar{\varepsilon}_{xx}^0(s) \right].\end{aligned}\tag{4.22}$$

Формули для обчислення напружень σ_{xx}^r і σ_{zz}^r можна зобразити у вигляді:

$$\begin{aligned}\sigma_{xx}^r(x, z) &= \sigma(x, z) - \sigma_{zz}(x, z); \\ \sigma_{yy}^r(x, z) &= -Ee_{yy}^0(x, z) + \mu\sigma(x, z);\end{aligned}\tag{4.23}$$

Якщо пластина виготовлена з матеріалу, в якому структурні перетворення відбуваються за високих температур, то залишкові напруження зумовлені тільки термопластичними деформаціями, і тоді будемо мати:

$$e_{xx}^0 + e_{yy}^0 + e_{zz}^0 = 0\tag{4.24}$$

На основі цього співвідношення можна записати

$$e_{zz}^0 = -(e_{xx}^0 + e_{yy}^0)\tag{4.25}$$

Тоді вирази для $\bar{\sigma}_0(s)$ і $\bar{\sigma}_2(s)$ мають вигляд:

$$\begin{aligned}\bar{\sigma}_0(s) &= -\frac{E}{1-\mu^2} \left[\varepsilon_{xx}^0(s) + (1-\mu)\varepsilon_{yy}^0(s) \right] \\ \bar{\sigma}_2(s) &= -\frac{E}{1-\mu^2} \varepsilon_{yy}^0(s)\end{aligned}\tag{4.26}$$

У разі, коли деформації e_{ij}^0 апроксимовано поліноміальними функціями, аналогічними як, зокрема в роботі [60], отримаємо формули для обчислення залишкових напружень σ_{ij}^r , в які входять довільні параметри, що описують та

характеризують поля залишкових деформацій. На основі цих формул досліджено тривісний розподіл компонент тензора напружень [60], які зображено у вигляді:

$$\sigma_{ij} = k_1 \sigma_T \tilde{\sigma}_{ij} \quad (i, j = x, y, z), \quad (4.27)$$

де σ_T – межа текучості (плинності); k_1 – числовий параметр, і досліджено розподіл безрозмірних напружень $\tilde{\sigma}_{ij}$ в координатах x, y, z для різних значень числових параметрів функцій, що описують поля залишкових деформацій.

Алгоритм визначення напружень біля наскрізних дефектів у плоских пластинчастих елементах, зумовлених залишковими деформаціями, що базується на методі інтегральних рівнянь, розглядалися детально в роботах [226 – 230]. Зокрема вивчався плоский пластинчастий елемент довільної форми з прямолінійним зварним швом, центр якого розміщений на вісі Oy . Згідно з [60] прийнято, що пластичні деформації, які виникли після зварювання, мають вигляд: $\varepsilon_x^0 = \varepsilon_x^0(x)$, $\varepsilon_y^0 = \varepsilon_y^0(x)$, $\gamma_{xy}^0 = \gamma_{xy}^0(x)$. Ці функції задано у вигляді відрізка рядів з невідомими коефіцієнтами. Самі коефіцієнти, як вказувалося вище, визначаються на основі зіставлення розрахованих напружень з відповідними експериментальними даними.

4.1.4 Визначення напружень в тонкостінній плоскій конструкції із коловим швом. У разі широкого впровадження економічних підходів до встановлення охоронних зон, важливим питанням є забезпечення їхнього якісного обробітку. Тут деталі з круговими швами, зокрема елементи ґрунтооброблювальної техніки та методи їхнього відновлення мають особливе значення [232, 233]. Вони виготовляються здебільшого із високовуглецевих матеріалів, які під час зварювання схильні до низькотемпературних перетворень та виникнення гартівних структур типу мартенситу. Це може істотно впливати на технологічну та експлуатаційну міцність виробу. Тому розглянута математична модель експериментально-розрахункового методу визначення величини та характеру розподілу залишкових напружень у зварному з'єднанні коловим швом з врахуванням крайових умов. В спеціальній літературі розглянуто випадок

накладання зварного шва на круглу тонкостінну деталь, що обмежена радіусом R , наприклад ріжучий диск для формування поверхні ґрунту [192, 219, 234]. Такі пристрої широко застосовуються для поверхневої обробки та розпушування ґрунту, наприклад підготовчих або обслуговуючих роботах навколо промислових об'єктів. Під час експлуатації зазначені вище ріжучі диски внаслідок інтенсивної дії абразивних складових робочого середовища швидко зношуються.

Розглянемо два найпоширеніші в трубопровідній та суміжній промисловостях приклади таких з'єднань із вварювання круглого елемента в:

- пластину нескінченних розмірів;
- співрозмірну з елементом круглу пластину.

В математичній моделі попередньо приймається умова осьової симетрії, і головними напрямками у разі формування колового шва будуть радіальний та коловий. Відповідно тензор напружень буде мати дві відмінні від нуля компоненти σ_{rr} та $\sigma_{\theta\theta}$, а тензор деформацій – дві незалежних компоненти $e_{\theta\theta}^0$ та e_{rr}^0 .

Залишкові напруження σ_{rr} та $\sigma_{\theta\theta}$ можна обчислити за такими формулами [192, 219, 234]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rr}(r) &= \frac{E}{2} \left[\int_r^\infty \frac{e_{\theta\theta}^0(r) - e_{rr}^0(r)}{r} dr - \frac{1}{r^2} \int_0^r [e_{rr}^0(r) + e_{\theta\theta}^0(r)] r dr \right] \\ \sigma_{\theta\theta}(r) &= \frac{E}{2} \left[\int_r^\infty \frac{e_{\theta\theta}^0(r) - e_{rr}^0(r)}{r} dr + \frac{1}{r^2} \int_0^r [e_{rr}^0(r) + e_{\theta\theta}^0(r)] r dr - 2e_{\theta\theta}^0(r) \right] \end{aligned} \right\} \quad (4.28)$$

Невідомі компоненти деформацій, у разі вварювання круглого елемента в пластину великих розмірів, можна подати так:

$$e_{\theta\theta}^0(r) = \begin{cases} 0 & r \geq r_1, \\ -\varepsilon_0^* \cdot \phi^I(r) & r_1 \leq r \leq r_2, \\ -\varepsilon_0^* \cdot \phi^{II}(r) & r_2 \leq r \leq r_3, \\ 0 & r \geq r_3; \end{cases} \quad (4.29)$$

$$e_{rr}^0(r) = -k \cdot e_{\theta\theta}^0(r).$$

де ε_0^* – максимальні пластичні деформації, k – різниця між компонентами напруженого стану, r_1, r_3 – координати початку та закінчення поля, r_2 – координата осі шва, $\phi^I(r), \phi^{II}(r)$ – функції, що описують поле пластичних деформацій (рис. 4.7):

$$\begin{aligned}\phi^I(r) &= 1 + p_1 r + p_2 r^2 + p_3 r^4 \\ \phi^{II}(r) &= 1 + p_4 r + p_5 r^2 + p_6 r^4\end{aligned}\quad (4.30)$$

$p_1 \dots p_6$ – невідомі параметри поліномів.

Для знаходження невідомих параметрів $p_1 \dots p_6$ сформульовано відповідну систему рівнянь:

$$\left. \begin{aligned}\phi^I(r) &= F_1, & r &= r_1 \\ \phi^{II}(r) &= F_2, & r &= r_3 \\ \phi^I(r) &= A, & r &= r_2 \\ \phi^{II}(r) &= A, & r &= r_2 \\ d\phi^I/dr &= d\phi^{II}/dr, & r &= r_2\end{aligned}\right\} \quad (4.31)$$

Невідповідність кількості невідомих до кількості рівнянь дає змогу задавати один із параметрів p_i незалежно. Саме цей параметр буде регулювати кривизну графіка функції залежно від характеру та величини залишкового напруженого стану.

Проведені обчислення показали, що знайдені параметри є доволі громіздкими в записі та подальших обчисленнях. У зв'язку з цим нами використано підхід розв'язання моделі, запропонований в роботах [192, 219, 234], а саме: система рівнянь із знаходження невідомих параметрів (4.31) розв'язується щоразу безпосередньо з реалізацією експериментально-розрахункового методу. Такий підхід, окрім спрощення запису математичної моделі, дав змогу варіювати завдання конкретного параметру p_i , тобто система може розв'язуватися декілька (максимально 6) раз для знаходження оптимальних параметрів виразу (4.30).

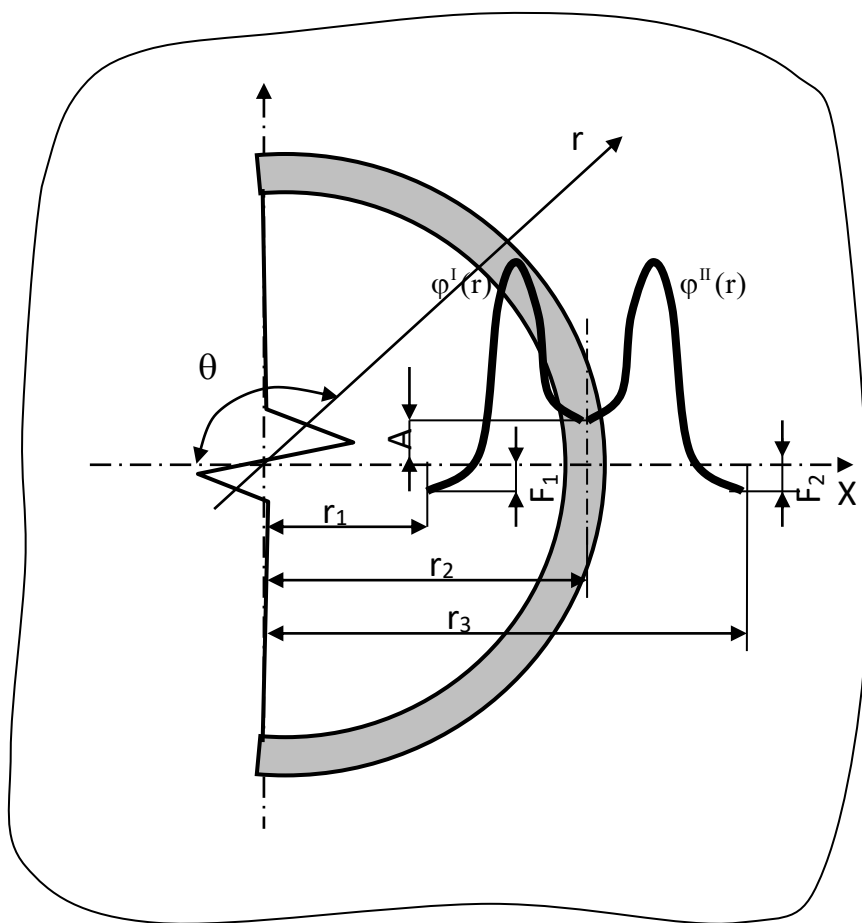


Рисунок 4.7 – Розрахункова схема для моделювання зварювальних напружень у колових швах під час вварюванні круглого елемента в нескінченну пластину: r , θ – координати, A – величина пластичної деформації на осі шва, F_1 , F_2 – пластична деформація на кінцях поля.

Внаслідок підстановки (4.31) і (4.30) у (4.28) отримаємо формули для обчислення відмінних від нуля компонентів σ_{rr} та $\sigma_{\theta\theta}$ тензора напружень. Тут невідомими є параметри поля пластичних деформацій, а саме: ширина поля ($r_1 - r_2$), коефіцієнт (p_i), що задає кривизну графіка функції поля, максимальна величина пластичних деформацій (ε_0^*), різниця між компонентами напруженого стану (k), величина пластичної деформації на осі шва (A), пластична деформація на кінцях поля (F_1, F_2).

Для знаходження невідомих параметрів ($r_1 - r_2$, p_i , ε_0^* , k , A) будується спеціальний функціонал, який являє собою суму середньоквадратичних відхилень

між величинами теоретично розрахованих характеристик поля напружень та відповідними їм комбінаціями напружень, котрі можна отримати експериментальним шляхом [16, 17, 222]. За наближений розв'язок оберненої задачі приймаються величини, що забезпечують найменше значення функціонала. Підставивши їх у відповідні формули, знайдемо розподіл напружень в зварному з'єднанні із коловим швом для кожного конкретного випадку.

Розподіл залишкових напружень в зварному з'єднанні, у разі вварювання круглого елемента в співрозмірну за лінійними розмірами з ним круглу пластину радіусом R , буде іншим внаслідок впливу крайових умов. Таке конструктивне з'єднання застосовується для відновлення ріжучих дисків для ґрунтового обробітку, зокрема охоронних зон [192, 219, 234]. Ріжучі диски виготовляються із високовуглецевої сталі 65Г, яка має значну схильність до утворення структур гартування внаслідок зварювання.

На основі (4.28) та відомих вихідних умов [192, 219, 234], нами отримані співвідношення для визначення компонентів напруженого стану:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rr}(\xi) &= \frac{E}{2} \left[\int_r^R \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi) - \varepsilon_{rr}^0(\xi)}{\xi} d\xi - \frac{1}{r^2} \int_0^r [\varepsilon_{rr}^0(\xi) + \varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi)] \xi d\xi + \frac{1}{R^2} \int_0^R [\varepsilon_{rr}^0(\xi) + \varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi)] \xi d\xi \right] \\ \sigma_{\theta\theta}(\xi) &= \frac{E}{2} \left[\int_r^R \frac{\varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi) - \varepsilon_{rr}^0(\xi)}{\xi} d\xi + \frac{1}{r^2} \int_0^r [\varepsilon_{rr}^0(\xi) + \varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi)] \xi d\xi - 2\varepsilon_{\theta\theta}^0(r) + \frac{1}{R^2} \int_0^R [\varepsilon_{rr}^0(\xi) + \varepsilon_{\theta\theta}^0(\xi)] \xi d\xi \right] \end{aligned} \right\} \quad (4.32)$$

Залежно від радіусу пластини R , крайовий ефект буде впливати на симетрію функцій (4.30). Тому для точнішого відображення характеру поля пластичних деформацій нами в поліном $\phi''(r)$ введено ще один член із непарним ступенем. Відповідно, вирази (4.30) запишуться так:

$$\begin{aligned} \phi'(r) &= 1 + p_1 r + p_2 r^2 + p_3 r^4 \\ \phi''(r) &= 1 + p_4 r + p_5 r^2 + p_6 r^3 + p_7 r^4, \end{aligned} \quad (4.33)$$

$p_1 - p_7$ – невідомі параметри поліномів.

Наступна реалізація математичної моделі методу є аналогічною до описаної вище та графічно поданої (рис. 4.7). У ній додається ще один невідомий параметр (p_i) для розв'язання системи рівнянь (4.31).

Знаходження невідомих параметрів поля пластичних деформацій здійснюється аналогічно, як під час вварюванні круглого елемента в нескінченну пластину.

Досвід застосування цієї математичної моделі показав, що оптимальним для відображення кривизни графіка функції поля пластичних деформацій є вибір за одним параметром для кожного з виразів (4.33). Також обов'язковим є експериментальне вимірювання напружень на відрізку від осі шва до краю пластини [192, 219, 234].

Із застосуванням розробленого математичного апарату проводилося дослідження напруженого стану відновлених ріжучих дисків ґрунтооброблювальної техніки [192, 219, 234]. Розроблений математичний апарат та доступні експериментальні дані дають змогу враховувати реальний стан експлуатації деталі (зміну поля напружень внаслідок техногенного чи природного впливу) та отримати величину напружень у будь-якій точці зварного з'єднання коловим швом.

4.2 Балково-оболонкові конструкції

Проведений аналіз типових конструктивних схем прокладання нафтогазопроводів у гірській місцевості Карпат показав, що для подолання різноманітних перешкод часто застосовуються надземні ділянки. Їхня значна частина виконана за схемою балкового переходу. Залежно від конструктивного виконання вони можуть бути одно-, дво- та багатопрогонові. Простішими в реалізації та розрахунку є використання однопрогонових переходів [34, 35, 235]. Виконаний в роботі [235] порівняльний аналіз такої задачі з використанням методів опору матеріалів, теорії пружності та методу скінченних елементів показав таке. Отримані результати є сумірними, а тому доцільно застосовувати простіші

розрахункові підходи. Винятком є наявність дефектів, коли треба дослідити концентрацію напружень або податливість ґрунту в прилеглих підземних ділянках. Останнє питання є важливим, оскільки може призводити до перерозподілу робочих навантажень, що й розкривається далі, а також вивчалось в роботах [53, 54, 80, 81, 85, 236]. У разі багатопрогонових переходів розрахункові схеми надземних ділянок ускладнюються, тут присутні проміжні опорні елементи, можливе виконання із різними взаємними висотними положеннями тощо.

Також важливо враховувати взаємодію ґрунту із трубопроводом. Аналіз результатів експериментальних обстежень надземних ділянок показує, що часто спостерігаються випадки недостатнього контакту труби із ґрунтом в місцях їхнього дотикання. Тобто, реальна довжини надземної ділянки може бути на кілька метрів більшою від проєктної. Це потребує додаткових натурних обстежень та виконання лінійних вимірювань. Для зменшення таких випадків існує практика використання спеціальних закріплювальних елементів на кінцях переходу – так званих оголовків. Тут застосовуються спеціальні кам'яні кладки та ущільнення відповідним сипким матеріалом (кам'яна крихта). У разі зсувних ділянок або наявності потенційно небезпечних об'єктів (дорожнє покриття, електроопора тощо) можливе використання бетонного оголовка із захисним кожухом (футляром) в місця контакту ґрунту із трубою.

Тобто, під час обстеження реального надземного переходу доцільно встановити дійсні місця контакту труби із ґрунтом та враховувати їх у наступних обчисленнях. В такому разі зазвичай використовують коефіцієнти постелі ґрунту. Податливість опорних елементів встановлюється відповідно до реальних умов експлуатації надземної ділянки.

Натепер відомі різноманітні фізичні методи вимірювання напружень та деформацій в елементах діючих машин та споруд (механічні деформометри, електротензометрія, електромагнітний та акустичний методи та ін.) [26, 34, 75, 76, 109, 237]. Проте застосування лише фізичних методів не може розв'язати такої багатогранної проблеми як контроль напружено-деформованого стану потенційно небезпечних ділянок магістральних трубопроводів. Тому найперспективнішими на

цьому етапі варто вважати застосування експериментально-розрахункових методів, що ґрунтуються на поєднанні аналітичних підходів та доступних експериментальних даних.

Беручи до уваги значну кількість балкових переходів, які містять декілька проміжних опор, то виконання комплексних досліджень із використанням відповідного математичного апарату є важливим завданням. Розрахунок таких ділянок щодо встановлення величини напружень та деформацій обумовлює використання математичного апарату, що дає змогу врахувати ймовірні відхилення опорних вузлів від проєктного положення. Така проблематика може виникати через низку причин: просідання ґрунту під підземними частинами в місцях входу/виходу трубопроводу в ґрунт, жорстке положення надземних опор; зміщення опор внаслідок зсуву чи випучування ґрунту; просідання опор внаслідок додаткового навантаження від руху внутрішньотрубних засобів діагностування тощо. Переміщення опор у вертикальній площині можна регулювати на задану величину шляхом зміни їхнього висотного положення (застосовується під час експлуатації трубопроводу для виконання ремонтів поверхні труби в місцях обпирання на опорні вузли, вирівнювання опорних моментів, регулювання опорних реакцій тощо). Тому доцільним є застосувати відповідну математичну модель, яка дає змогу розв'язувати ці питання [53, 54, 80, 81, 85, 88] та наведена нижче.

Для опису можливості згинання надземної ділянки трубопроводу використано надалі модель балки кусково-змінної жорсткості [53, 88]. Тут можна враховувати різну товщину труб надземної та підземної ділянок магістрального трубопроводу, здійснювати урахування пружності та можливої податливості ґрунту під опорами, монтажні зазори в опорних вузлах, що призводить до зміщення трубопроводу, або опор відносно проєктного положення, наявність точкоприкладених зусиль та вплив розподілених навантажень тощо.

4.2.1 Балково-оболонкова модель для визначення напруженого стану надземних переходів магістральних трубопроводів. Для опису статичної рівноваги такого досліджуваного магістрального трубопроводу використано модель балки кусково-сталої жорсткості з трьома ділянками: лівою підземною, надземною і

правою підземною. Систему координат xOy розміщено на початку надземної ділянки довжиною l , яка вільно лежить на пружних опорах, $a_i, \kappa_i, z_i, i=1, \dots, N_R$ – координати, коефіцієнти податливості та початкові зміщення опор відповідно. Модель балки складається з частин $x \in [d_n, d_{n+1})$, $n=1, 2, \dots, N_D$, де серединний радіус труби r_n , товщина t_n , модуль Юнга матеріалу E_n . Жорсткість трубопроводу на згин ($D(x)$) є кусково-сталою функцією координати x (рис. 4.8).

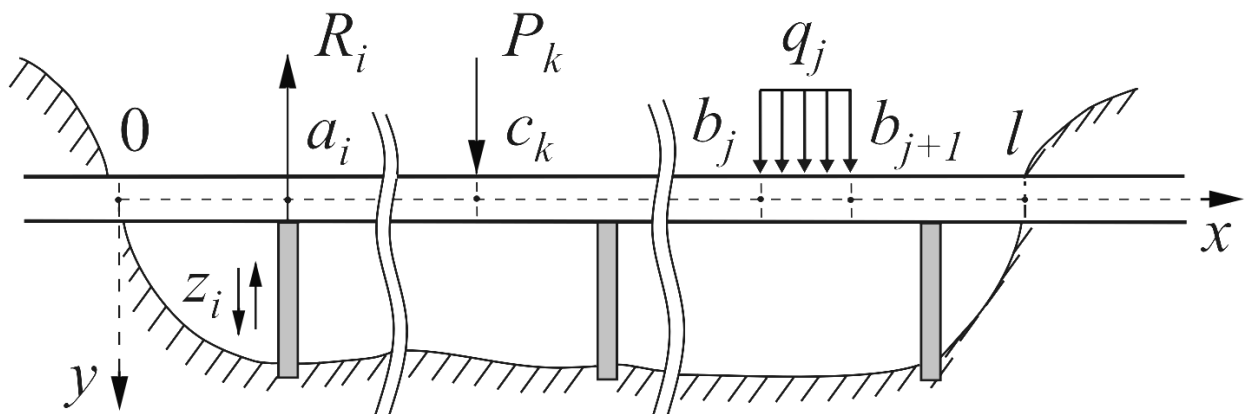


Рисунок 4.8 – Схема надземного переходу на опорах [53, 85]

Тоді жорсткість ділянки магістрального трубопроводу на згин є кусково-сталою функцією із координатою x . Вираз можна записати так:

$$D(x) = D_n = \pi t_n r_n^3 E_n, \quad x \in [d_n, d_{n+1}), \quad n = 1, 2, \dots, N_D. \quad (4.34)$$

У точках $x = c_k$, $k = 1, 2, \dots, N_p$ на трубопровід діють зосереджені зусилля P_k , а на ділянках $[b_j, b_{j+1})$, $j = 1, \dots, N_q$, – розподілені навантаження сталої інтенсивності q_j . Зовнішнє навантаження зумовлює реакції опор R_i , $i = 1, \dots, N_R$, які прикладені у точках з координатами a_i .

Для запису прогин надземної ділянки $w(x)$ використаємо диференціальне рівняння, подане в роботі [238]:

$$(D(x)w''(x))'' = q(x), \quad x \in (0, l), \quad (4.35)$$

де зовнішнє навантаження рівнянням запишемо:

$$q(x) = \sum_{i=1}^{N_R} R_i \delta(x - a_i) + \sum_{k=1}^{N_P} P_k \delta(x - c_k) + \sum_{j=1}^{N_q} q_j [\theta(x - b_j) - \theta(x - b_{j+1})], \quad (4.36)$$

де $\delta(x)$ – дельта-функція Дірака, $\theta(x) = (0, x < 0) \vee (1, x \geq 0)$ – функція Гевісайда.

Для врахування пружності в перерізі опорного елемента надземної ділянки та можливості встановленого вертикального регулювання висотного положення опор, умови контакту трубопроводу з опорами матимуть вигляд:

$$w(a_i) = -\kappa_i R_i + z_i, \quad i = 1, 2, \dots, N_R. \quad (4.37)$$

Тоді за відомими виразами [53, 88], згинний момент та перерізувальну силу в поперечному перерізі балкової конструкції надземного переходу визначаємо за такими формулами:

$$M(x) = -D(x)w''(x), \quad Q(x) = M'(x). \quad (4.38)$$

Далі для розв'язання окресленої задачі використаємо метод функцій Коші [238] та подамо загальний розв'язок рівняння (4.2) у вигляді:

$$w(x) = w_0 + \theta_0 x + M_0 \frac{\partial}{\partial \alpha} K(x, 0) + Q_0 K(x, 0) + w^*(x, 0), \quad (4.39)$$

де $K(x, \alpha) = \int_{\alpha}^x \frac{(x-s)(s-\alpha)}{D(s)} ds$ – функція Коші, w_0, θ_0, M_0, Q_0 – параметри надземного переходу.

Також тут використано такі позначення у виразі (4.39) [53, 85]:

$$w^*(x) = \sum_{i=1}^{N_R} R_i \theta(x - a_i) K(x, a_i) + \sum_{k=1}^{N_P} P_k \theta(x - c_k) K(x, c_k) + \sum_{j=1}^{N_q} q_j H_j(x), \quad (4.40)$$

$$\text{де } H_j(x) = \int_{b_j}^{\varphi_j(x)} K(x, t) dt, \quad \varphi_j(x) = \begin{cases} b_j, & x < b_j \\ x, & b_j \leq x < b_{j+1} \\ b_{j+1}, & b_{j+1} \leq x \end{cases}$$

Враховуючи, що жорсткість балкової конструкції надземного переходу на згин (4.34) є кусково-сталою функцією, то аналітичні вирази для прогину $w(x)$ та його похідних записуємо аналогічно до поданих у роботах [53, 85, 88].

Отримана математична модель дає змогу обчислювати величину прогину, згинних моментів та перерізувальних сил у надземній частині переходу. Нижче показано підхід для врахування взаємодії із підземною частиною переходу.

Розрахунок прогинів та зусиль у підземних ділянках переходу. В роботах [53, 54, 80, 81, 85] показано, що підземні частини магістрального трубопровідного переходу можуть зазнавати впливів, які сумірні із надземними згинними моментами. Максимальні моменти зміщені в підземну ділянку лінійної частини трубопроводу, а тому часто не враховуються при натурному обстеженні. Звідси важливим є виконати моделювання також підземної частини магістрального нафтопроводу.

У цьому разі прогини балки в лівій (а) та правій (с) підземних частинах переходу, згідно з визначенням вище, приймаємо як w_1 і w_2 . Тобто на підземних ділянках переходу $x \in (-\infty, 0)$ та $x \in (l, \infty)$. Тоді вони задовольняють диференціальне рівняння:

$$(D_m^0 w_m'')'' = k_m (f_m - w_m) + q_m^0, \quad m=1,2, \quad (4.41)$$

де D_m^0 – жорсткість відповідної ділянки нафтопроводу на згин, q_m^0 – зовнішнє навантаження на підземні ділянки, яке обумовлене додатковим тиском

грунту над лінійною частиною трубопроводу; $k_m = 2k_g(r_m^0 + t_m^0)$ – наведений коефіцієнт жорсткості основи, k_g – коефіцієнт жорсткості ґрунту.

Для позначення форми осової лінії після зсуву ґрунту в (4.41) використано вирази: $f_1(x) = \alpha_1 x + \delta_1$, $f_2(x) = \alpha_2(x - l) + \delta_2$.

Тоді загалом вирази для прогинів підземних частин трубопроводу будуть мати вигляд:

$$w_1(x) = A_1 e^{\beta_1 x} \sin \beta_1 x + A_2 e^{\beta_1 x} \cos \beta_1 x + f_1(x) + q_1^0 / k_1, \quad (4.42)$$

$$w_2(x') = B_1 e^{-\beta_2 x'} \sin \beta_2 x' + B_2 e^{-\beta_2 x'} \cos \beta_2 x' + f_2(x') + q_2^0 / k_2, \quad (4.43)$$

де $\beta_i^4 = k_i / 4D_i^0$; $x' = x - l$; A_1, A_2, B_1, B_2 – невідомі сталі.

Формули для обчислення кутів повороту, моментів та перерізувальних сил на підземних ділянках можна отримати шляхом диференціювання наведених вище виразів (4.42) – (4.43).

Отже, загалом маємо вісім невідомих сталих $w_0, \theta_0, M_0, Q_0, A_1, A_2, B_1, B_2$ та N_R невідомих реакцій $R_i, i = 1, N_R$. Для їх знаходження буде використовуватися виконання умов рівності переміщень, кутів повороту, моментів та перерізувальних сил у точках з'єднання ділянок, а також умови контакту балки з опорами, які сформульовано у виразі (4.37).

Визначення діючих напружень. Відомо [53, 54, 80, 81, 85, 239], що на надземну ділянку будуть діяти не лише балкова складова напружень. Незважаючи на те, що величина балкових напружень може сягати до 30 % від сумарного значення осових напружень [50, 53, 54, 239], потрібно також врахувати дію температурної складової та тиску транспортованого продукту. Тому нижче подано вирази для обчислення складових напружень у надземному переході.

Осьові напруження, зумовлені згином труби надземної ділянки трубопроводу, розраховуємо за формулою:

$$\sigma^b = My / (\pi t r_n^3). \quad (4.44)$$

Цей вираз дає змогу оцінити напруження в довільному перерізі трубопроводу, що особливо важливо для даних, які отримуються за результатами внутрішньотрубного діагностування.

Також у трубопроводі виникають мембранні осьові напруження, зумовлені перепадом температури та внутрішнім тиском [50, 53, 239]:

$$\sigma_0^x = \sigma_0^{\Delta t} + \sigma_0^p, \quad \sigma_0^{\Delta t} = -\alpha_T \Delta t E, \quad \sigma_0^p = \mu p r_i / t. \quad (4.45)$$

Мембранні кільцеві напруження від внутрішнього тиску складають:

$$\sigma_0^c = p r_i / t, \quad (4.46)$$

Варто зазначити, що осьові напруження від глобального згину, згідно з виразом (4.44), будуть набувати максимальних значень на верхній та нижній твірних труби. Тоді, після відповідного спрощення, можна використати таку формулу:

$$\sigma_0^b = \pm M / (\pi t r^2). \quad (4.47)$$

Отже отримано вирази для врахування взаємодії підземної частини трубопроводу із переходом магістрального трубопроводу. Внаслідок цього можна встановити величину переміщень трубопроводу, величину згинальних моментів та перерізувальних сил.

Визначено вирази для обчислення складових напруженого стану від дії експлуатаційних навантажень на трубопровід.

Як приклад застосування означеної вище моделі розв'язано задачу про надземну ділянку магістрального нафтопроводу. Зокрема досліджували ділянку

трубопроводу довжиною $l = 74,5$ м, який лежить на трьох опорах з координатами: $a_1 = 19,8$ м, $a_2 = 39,93$ м, $a_3 = 60,2$ м (рис. 4.8). Зовнішній діаметр труби $2r_o = 529$ мм, внутрішній – $2r_i = 513$ мм, товщина $t = 8$ мм. Матеріал – сталь 14ХГС з параметрами: густина $\rho_s = 7850$ кг/м³, модуль Юнга $E = 2 \cdot 10^5$ МПа, коефіцієнт Пуассона $\mu = 0,3$, границя плинності $\sigma_Y = 400$ МПа, критичне значення КІН $K_{IC} = 93$ МПа, коефіцієнт температурного розширення $\alpha_t = 1,58 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$. Продукт – нафта, $\rho_0 = 895$ кг/м³, тиск у трубопроводі $p = 5,0$ МПа, можливий перепад температури $\Delta t = -20^\circ\text{C}$.

Параметри ґрунту (суглинок): густина $\rho_g = 2750$ kg/м³; коефіцієнт жорсткості $k_g = 10$ МПа/м; висота насипу над підземною частиною трубопроводу $H_g = 1,2$ м; коефіцієнт податливості опор $\kappa = 0,1$ м/МН.

На рис. 4.9 показано розподіл осьових напружень у стінці труби вздовж верхньої твірної, отримані зі застосуванням поданої балково-оболонкової моделі.

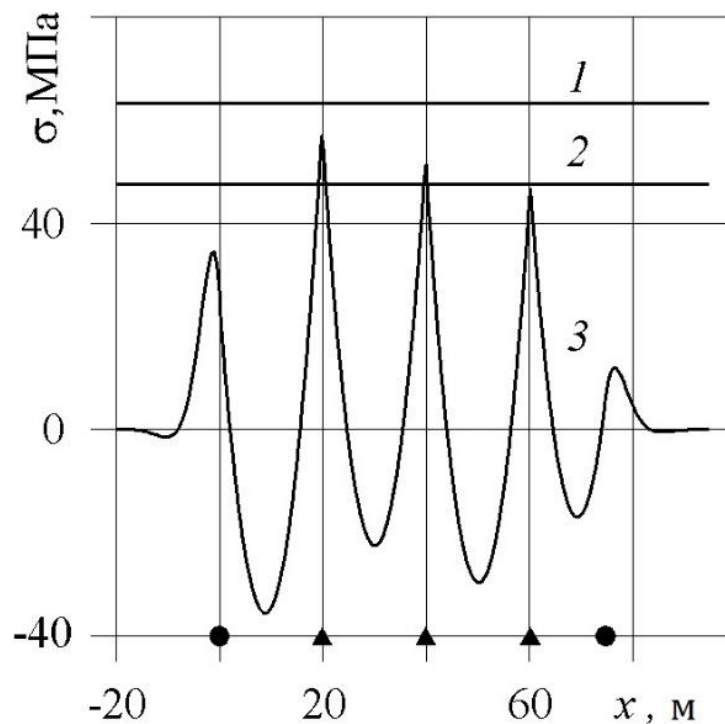


Рис. 4.9 – Розподіл складових осьових напружень вздовж верхньої твірної труби: $1 - \sigma_0^A$, $2 - \sigma_0^p$, $3 - \sigma_0^b$; $\blacktriangle$ – координати опор, $\bullet$ – координати входу трубопроводу

в землю

Мембранні напруження такі: $\sigma_0^{\Delta} = 63,2$ МПа, $\sigma_0^P = 47,6$ МПа. Максимуми моментних напружень глобального згину σ_0^b досягаються на опорах, а також в підземних ділянках трубопроводу недалеко від їх початку. Максимальне розтягувальне напруження σ_0^b виникає над першою опорою і дорівнює $\sigma_0^b = 57,0$ МПа, що є майже третиною сумарних напружень.

4.2.2 Оцінка параметрів крихкого та в'язкого руйнування трубопроводу надземного переходу. Проведений аналіз літературних даних [11, 12, 183, 210, 221, 236] щодо типових дефектів магістральних трубопроводів за результатами внутрішньотрубного діагностування показав, що найчастіше зустрічаються точкові та виразкові дефекти. Їх фіксували як на внутрішній, так і зовнішній поверхнях труби.

У разі надземного переходу більшу увагу варто приділити дефектам, які орієнтовані поперек осі труби. Обумовлено це тим, що тут додатково виникає складова від балкових напружень згину. Тому важливим є оцінити вплив не лише внутрішнього тиску на статичну міцність труби, а також інших факторів. У разі надземних переходів варто зважити на наявність повздовжньої сили, яка може істотно відрізнятись від проєктованого значення [24]. Для цього використаємо методику, що розкрита в спеціальній літературі за цим напрямком [16, 26, 27].

На міцність та довговічність розглянутої наземної ділянки трубопроводу відчутно впливають гострокінцеві поверхневі поперечні дефекти, які зазвичай схематизують півеліптичними тріщинами (рис. 4.10). Детально це питання розкрито у вітчизняних нормативних документах [152].

Додатково позначимо розміри наведених на рис.4.10 дефектів поверхні труби. Незалежно, чи розташований дефект на внутрішній поверхні, чи на зовнішній, будемо мати таке: $2 \cdot c$ та a – довжина та глибина тріщини відповідно; θ – кут розкриття тріщини: тут використовується $\theta = c / r_i$ – для внутрішньої та $\theta = c / r_o$ – для зовнішньої тріщини відповідно; u – локальна координата, яка відображає напрям у глибину тріщини по її центру від поверхні труби; φ – трубний

переріз та його еліптичний кут, $\varphi = \pi/2$ – у центрі фронту розглянутої тріщини поверхні труби, $\varphi = 0$ – для краю тріщини.

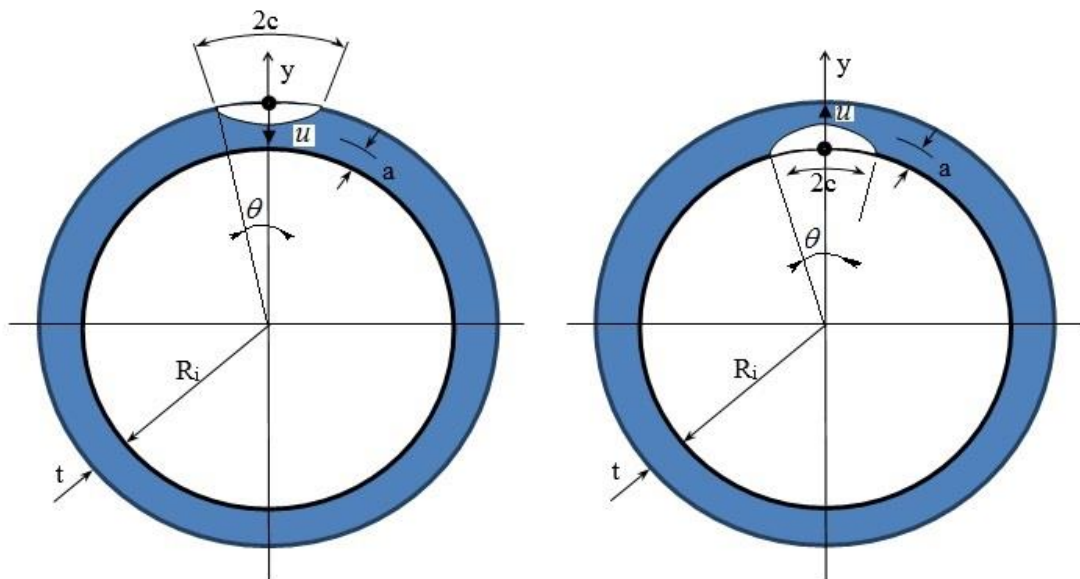


Рисунок 4.10 – Поперечний переріз трубопроводу із поверхневими дефектами

Для більш консервативного підходу, для розрахунків у роботі припускається, що тріщина розміщена в ділянці дії максимальних залишкових напружень: для сталей, не схильних до низькотемпературних перетворень, тріщина буде розташована у центрі зварного шва у верхній або нижній частині поперечного перерізу труби, а у разі високоміцних сталей – в навколошовній ділянці, де залишкові напруження є максимальними. В обох випадках на тріщину накладаються також максимальні напруження від глобального згину, які обчислюються за наведеною вище формулою 4.47. По нормалі до такої поперечної відносно осі трубопроводу тріщини, окрім осьових напружень від температурного перепаду та внутрішнього тиску (використовуються вирази 4.45), також діють залишкові напруження від зварювання. Використовуючи підхід, що наведений в роботах [56, 60, 205, 209], доцільно використати такий вираз для усереднення значень за шириною шва:

$$\sigma^r(u) = \sigma_0^r + \sigma_1^r \frac{u}{t} + \sigma_2^r \left(\frac{u}{t} \right)^2. \quad (4.48)$$

Така квадратична функція дає змогу достатньо описати нелінійність зміни напружень, що розподіляються в осьовому напрямку.

Коефіцієнт інтенсивності напружень будемо обчислювати через складові значення осьового напруження, які діють в ділянці тріщини [48, 49]:

$$K_I(\varphi) = \left[G_0(\varphi) \left(\sigma_0^x + \sigma_0^r \right) + G_1(\varphi) \sigma_1^r \left(\frac{a}{t} \right) + G_2(\varphi) \sigma_2^r \left(\frac{a}{t} \right)^2 + G_b(\varphi) \sigma_0^b \right] \sqrt{\frac{\pi a}{Q}}, \quad (4.49)$$

де $G_i(\varphi) = G_i(\varphi, \mathbf{g})$ – коефіцієнти впливу, що залежать від геометричних параметрів тріщини та розглянутої труби надземної ділянки – $\mathbf{g}$;
 $Q = 1,0 + 1,464(a/c)^{1,65}$, за $c/a \geq 1$.

У цьому разі максимум коефіцієнта інтенсивності за $c/a \geq 2$ буде досягатися на розглядуваній тріщині у її центрі ($\varphi = \pi/2$), а тому надалі будемо розглядати лише цю точку.

Як показник міцності у разі крихкого руйнування, для цього типу тріщин і робочого навантаження рекомендується використовувати нормований КІН із вітчизняних нормативних документів [152]:

$$K_r = K_I / K_{IC}. \quad (4.50)$$

Також в [152] вказується, що коефіцієнт запасу міцності визначають як обернену величину:

$$n_r = 1 / K_r. \quad (4.51)$$

Із урахуванням наведеної вище розрахункової формули (4.49) нормований КІН подамо як суму від впливу окремих складових осьового навантаження:

$$K_r = K_r^x + K_r^b + K_r^r, \quad (4.52)$$

де складова K_r^x – характеризує осьовий розтяг, K_r^b – відповідає глобальному згину, K_r^r – враховує вплив залишкових напружень.

Для оцінки показників в'язкого руйнування матеріалу в околі розглянутої тріщини рекомендується використовувати результати, наведені [49] та рекомендовані у настанові [48]. Тут критичні значення осьового зусилля від дії внутрішнього тиску та глобального моменту визначаються з умови текучості Мізеса у поперечному перерізі труби з тріщиною.

Важливо зазначити, що для в'язкого руйнування прийнято припущення, що залишкові напруження повністю релаксують до початку розвитку процесу пластичної нестійкості. Означимо надалі безрозмірні напруження в'язкого руйнування матеріалу в околі розглянутої тріщини:

$$\sigma^x = \sigma_0^x / \sigma_Y = \sigma^{\Delta t} + \sigma^P, \quad \sigma^{\Delta t} = \sigma_0^{\Delta t} / \sigma_Y, \quad \sigma^P = \sigma_0^P / \sigma_Y, \quad (4.53)$$

$$\sigma^c = \sigma_0^c / \sigma_Y, \quad \sigma^b = \sigma_0^b / \sigma_Y. \quad (4.54)$$

Приймаємо, що величини F_e , p_e , M_e – критичні значення осьової сили від впливу внутрішнього тиску та згинного моменту. Тоді вводимо у вирази відповідні їм безрозмірні значення осьового, кільцевого та згинного моментного критичних величин напружень:

$$\sigma_e^x = \frac{F_e}{2\pi t R_m \sigma_Y}, \quad \sigma_e^c = \frac{R_i p_e}{t \sigma_Y}, \quad \sigma_e^b = \frac{M_e}{\pi t R_m^2 \sigma_Y}. \quad (4.55)$$

Звідси для відповідних маргінальних показників в'язкого руйнування можна встановити:

$$L_r^x = \frac{F}{F_e} = \frac{\sigma^x}{\sigma_e^x}, \quad L_r^p = \frac{p}{p_e} = \frac{\sigma^c}{\sigma_e^c}, \quad L_r^b = \frac{M}{M_e} = \frac{\sigma^b}{\sigma_e^b}. \quad (4.56)$$

На підставі результатів, які наведені в [240], для тріщин у зоні дії розтягу ($\beta + \theta \leq \pi$) можна отримати:

$$\sigma_e^b = \frac{2}{\pi} \left[s_{12} \sin(\beta) - s_1 \frac{a}{t} \sin \theta \right], \quad (4.57)$$

$$\text{де } \beta = \frac{\pi s_1}{s_{12}} \left(1 - \frac{\theta a}{\pi t} - \frac{\sigma_e^x}{s_1} \right), \quad s_{12} = \sqrt{4 - 3(\sigma_e^c)^2}, \quad s_1 = (\sigma_e^c + s_{12}) / 2.$$

Рівності наведених вище рівнянь (4.53), (4.54), (4.57) у координатних осях $X = \sigma^x, Y = \sigma^c, Z = \sigma^b$, визначають деяку критичну поверхню в'язкого руйнування:

$$\sigma_e^b = Z(\sigma_e^x, \sigma_e^c). \quad (4.58)$$

Оскільки точка $(\sigma^x, \sigma^c, \sigma^b)$ визначає напружений стан у зоні тріщини, то загальний коефіцієнт запасу міцності – це множник пропорційності d_r за якого точка $(d_r \sigma^x, d_r \sigma^c, d_r \sigma^b)$ належатиме критичній поверхні [53]. Використовуючи наведений вираз поверхні (4.58), є змога отримати розв'язуване рівняння для обчислення d_r :

$$d_r \sigma^b = Z(d_r \sigma^x, d_r \sigma^c). \quad (4.59)$$

Аналогічно можна визначити описані вище маргінальні показники за окремими складовими робочого осьового навантаження. Потрібно проводити обчислення при фіксованих решта значеннях. Тоді можна встановити найбільш критичне значення для цих умов функціонування трубопроводу.

Для прикладу, можна прийняти фіксованими осьове напруження та внутрішній тиск. Тоді для значення коефіцієнта запасу міцності за глобальним згинним моментом від балкової складової d_r^b отримаємо вираз:

$$d_r^b \sigma^b = Z(\sigma^x, \sigma^c). \quad (4.60)$$

Натомість, коли прийняти фіксованими значення напружень від тиску σ^p та кільцевого напруження σ^c , а змінювати пропорційно дію від температурного впливу $\sigma^{\Delta t}$ та згинного балкового моменту σ^b , то для визначення коефіцієнта запасу d_r^* отримаємо інший вираз:

$$d_r^* \sigma^b = Z(d_r^* \sigma^{\Delta t} + \sigma^p, \sigma^c). \quad (4.61)$$

Отже отримано вирази для оцінювання міцності надземної ділянки магістрального трубопроводу за комплексного впливу декількох складових навантаження на дефект. Надалі отримані вирази можна застосовувати у розрахунку конкретного трубопроводу.

Для отриманих рівнянь виконувався розрахунок трубопроводу діаметром 529 mm і тріщини глибиною $a = 0,0048$ m (рис. 4.11).

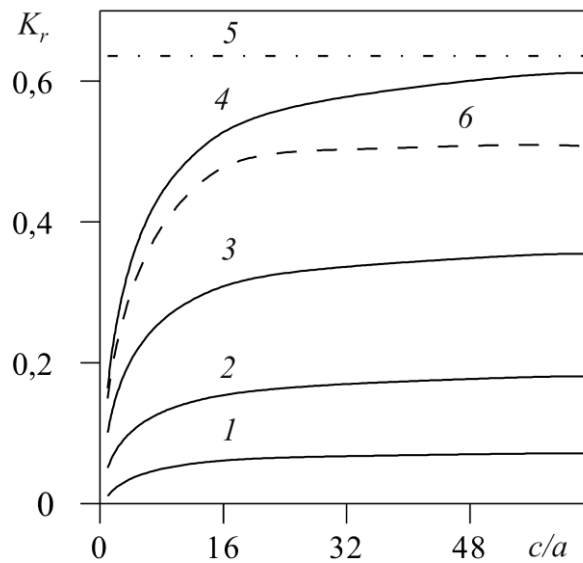


Рисунок 4.11 – Залежність показника K_r та його складових від відносної довжини внутрішньої тріщини: 1 – K_r^r , 2 – K_r^b , 3 – K_r^x , 4 – сумарний K_r , 5 – сумарний K_r для повної кільцевої тріщини сталої глибини, 6 – сумарний K_r для зовнішньої тріщини

Отже отримано (рис. 4.11) залежність показника ушкодженості за крихкого руйнування та його складових (4.52) від відносної довжини тріщини c/a магістрального трубопроводу. Для зовнішньої тріщини значення K_r є менші, оскільки залишкові напруження від зварювання на зовнішній поверхні труби є стискувальними. Вклад у величину K_r напружень від глобального згину σ^b сягає 30%.

Визначальні співвідношення в'язкого руйнування (4.57) для внутрішньої та зовнішньої тріщин відрізняються лише значенням кута θ . Тому розглянемо результати для внутрішньої тріщини, оскільки для зовнішньої вони є подібними.

Загальний коефіцієнт запасу за в'язкого руйнування d_r знаходимо з рівняння (4.59), зокрема, для тріщини довжиною $c/a = 64$ отримали $d_r = 2,11$. Якщо знехтувати напруженнями σ^b , тоді він збільшується на 20% – $d_r = 2,55$.

Нижче, на рис. 4.12 показані межі в'язкого руйнування для випадку за фіксованого значення внутрішнього тиску у трубопроводі для різних довжин внутрішньої тріщини. Точка А ($\sigma^x = 0,28$, $\sigma^b = 0,14$) відображає досягнутий напружений стан.

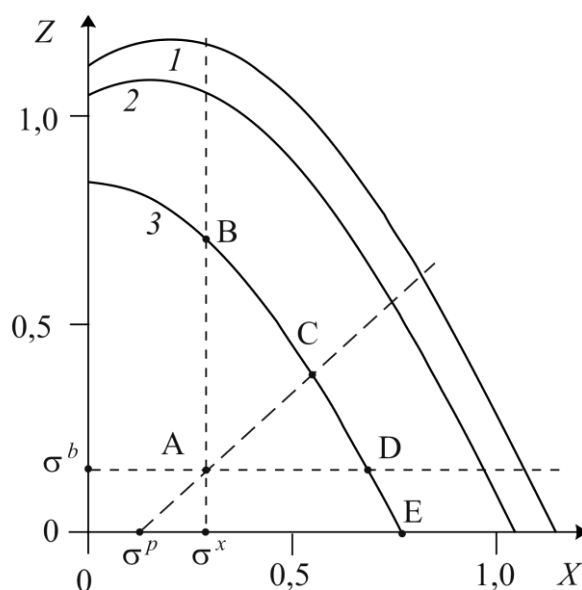


Рисунок 4.12 – Критичні криві в'язкого руйнування за фіксованого внутрішнього тиску для різних довжин внутрішньої тріщини: 1 – $c/a = 1$; 2 – 16; 3 – 64

Для тріщини довжиною $c/a = 64$ точка В відповідає критичному значенню моментного напруження $\sigma_e^b = 0,72$, коли інші складові напруженого стану фіксовані. Коефіцієнт запасу d_r^b визначаємо з рівняння (4.60): $d_r^b = 5,25$. Критичному стану за пропорційного збільшення напружень $\sigma^{\Delta r}$ та σ^b відповідає точка С, з рівняння (4.61) буде $d_r^* = 2,71$.

На рис. 4.13 показана залежність загальних коефіцієнтів запасу за крихкого та в'язкого руйнування від відносної довжини внутрішньої тріщини.

Коефіцієнт запасу за крихкого руйнування n_r знижується зі збільшенням довжини тріщини і асимптотично наближається до значення коефіцієнта запасу для повної кільцевої тріщини сталої глибини. Залежність коефіцієнта запасу за в'язкого руйнування d_r від довжини тріщини близька до лінійної. Для коротких тріщин з $c/a < 4,5$ він є меншим, ніж коефіцієнт запасу за крихкого руйнування, а за $c/a \geq 4,5$ визначальним є крихке руйнування.

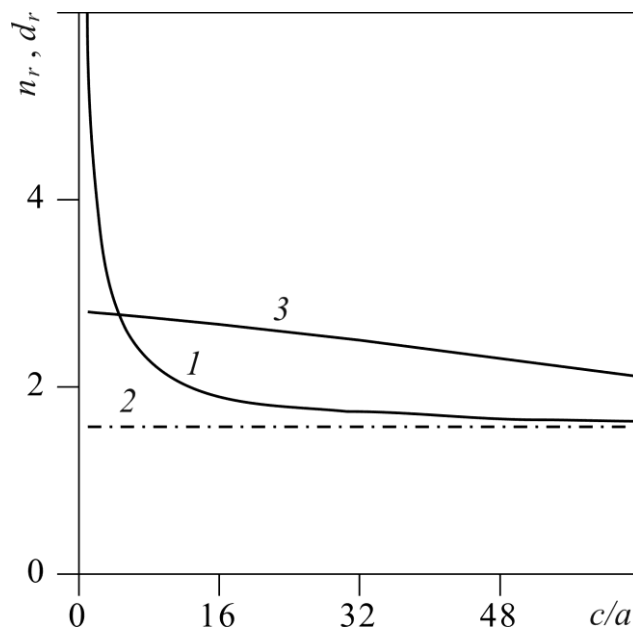


Рисунок 4.13 – Залежність коефіцієнтів запасу міцності n_r та d_r від відносної довжини внутрішньої тріщини в трубопроводі: 1 – n_r ; 2 – n_r для повної кільцевої тріщини; 3 – d_r .

Аналіз напруженого стану надземного переходу магістрального нафтопроводу з трьома опорами показав, що глобальні моментні напруження

досягають максимуму на опорах та в центральній частині між ними. Їхній внесок у сумарні осьові напруження сягає близько третини.

Враховуючи комбіноване навантаження ділянок трубопроводу з кільцевими тріщинами, за показник міцності за в'язкого руйнування доцільно брати загальний коефіцієнт запасу – коефіцієнт пропорційності, який переводить точку комбінованого напруженого стану у точку на критичній поверхні. Для стрес-тестування цікавими є також маргінальні показники за окремими чинниками.

Розроблена методика оцінки статичної міцності трубопроводів з кільцевими тріщинами за глобальних моментних напружень дає змогу розглядати складні задачі для багатоопорних ділянок трубопроводів з урахуванням пружності та зміщень опор, зсувів ґрунту та додаткових силових навантажень.

4.3 Опорні елементи трубопроводів

Використання для опорних елементів залізобетонних елементів та схем їх встановлення не завжди задовольняє умови експлуатації надземних ділянок магістральних трубопроводів, особливо в умовах потенційно небезпечних гірських масивах [16, 67, 71, 73]. Тут можливе значне перевантаження ригелів опорних вузлів, на які встановлено трубопровід. Зокрема під дією температурних впливів (добових і сезонних), зміни режимів роботи трубопровідної магістралі, зсувів ґрунтів спостерігаються поперечні горизонтальні та вертикальні переміщення труб. Це призводить до виникнення деформацій в конструкції, утворення тріщин (рис. 4.14, а) та подальшого руйнування залізобетонних елементів (рис. 4.14, б – г).

4.3.1 Застосування зварних опорних вузлів під час ремонту надземних переходів магістральних трубопроводів. Одним із способів відновлення працездатності опорних елементів є встановлення на палі металевих кожухів у вигляді ковпаків, що між собою з'єднанні металевим ригелем [72, 243, 244]. Аналогічно можуть застосовуватися зварні конструкції типу металевих колон із металевим ригелем (рис. 4.15).

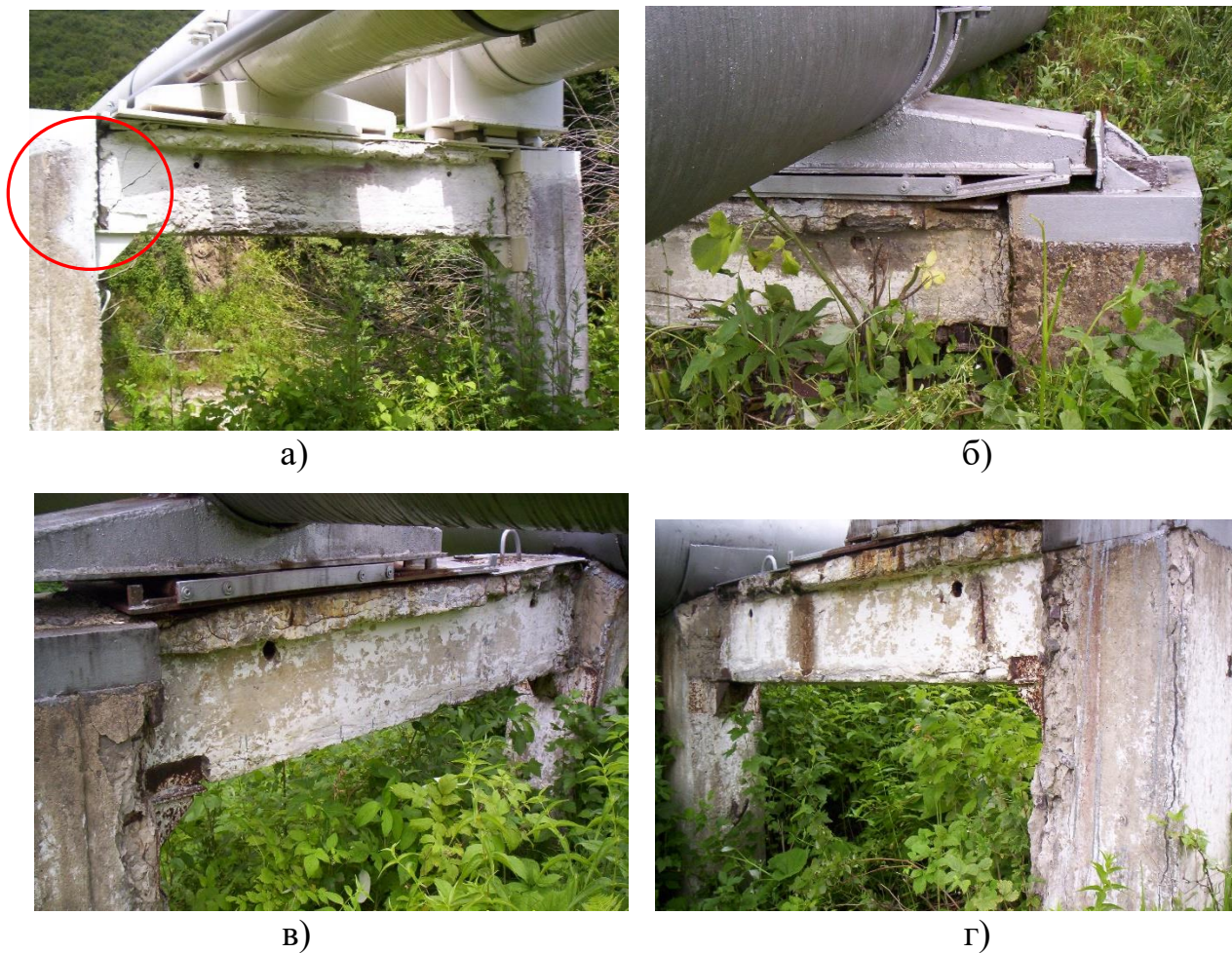


Рисунок 4.14 – Опорний залізобетонний вузол балкового переходу: а), б) тріщини та руйнування ригеля; в), г) руйнування колони та ригеля

Питання конструктивного виконання ригеля, потрібних розмірів із врахуванням робочих навантажень не розкрито повністю. В роботі [72] вказано, що після усунення зруйнованої залізобетонної балки ригеля було встановлено металеву конструкцію циліндричного перерізу. Однак питання її вибору не розкривається. Відомо [153, 155, 245], що частіше застосовують металеві балки складеного перерізу. Вони враховують особливості умов експлуатації (наявність значного поперечного навантаження), а за витратами матеріалів і трудомісткістю виготовлення економніші порівняно з іншими.

У проєктуванні балкової інженерної споруди потрібно виконати статичний розрахунок схеми, визначити розрахункові зусилля від дії навантаження та здійснити конструктивне проєктування, яке б задовольняло вимоги міцності, жорсткості, стійкості і умови експлуатації. Враховуючи умови роботи ригеля [71,

75, 76, 150, 156] та систему навантажень, в роботі проектується металева зварна двотаврова балка опорного вузла надземного переходу магістрального трубопроводу. Також важливо оцінити зварювальні деформації конструкції.



а)



б)



в)

Рисунок 4.15 – Зварні опорні вузли магістрального нафтопроводу:

- а) відновлений вузол із залізобетонними колонами; б) повністю зварний вузол; в) деформація металевого ригеля

Встановлювались експлуатаційні навантаження із врахуванням локального підймання трубопроводу для заміни ригеля. До того ж спостережено зміну реакцій опор та перерозподіл згинних моментів щонайменше у двох сусідніх прогонах. В роботі застосовано математичну модель, що представляє трубопровід у вигляді нерозрізної багатоопорної балки, яка встановлена на опорах із можливістю їх вертикального регулювання [53, 153, 155].

Внаслідок виконаного аналізу результатів розрахунків надземних переходів встановлено, що величина реакції опор під час зміни експлуатаційних та ремонтних навантажень може істотно зростати. Зокрема в роботах [71, 150, 151] показано, що під час проєктування трубопроводів або їх ремонту величина реакції опор сягає від 50 до 100 КН. Вплив зовнішніх факторів таких як зсуви ґрунту, податливість опор, вимивання берегової лінії тощо можуть збільшувати цю величину до 200 КН.

В спеціальній літературі [72] автором наведено основні етапи проєктування та розрахунку металевого ригеля відповідно до визначених умов навантаження та конструктивного виконання ригеля (розташування двох паралельних трубопроводів). Ригель виготовляється із низьколегованої конструкційної сталі марки 15 ХСНД. Графічне відображення процесу проєктування та розрахунку зварної балки ригеля за прикладеного до нього навантаження (P) 100 КН показано на рис. 4.16.

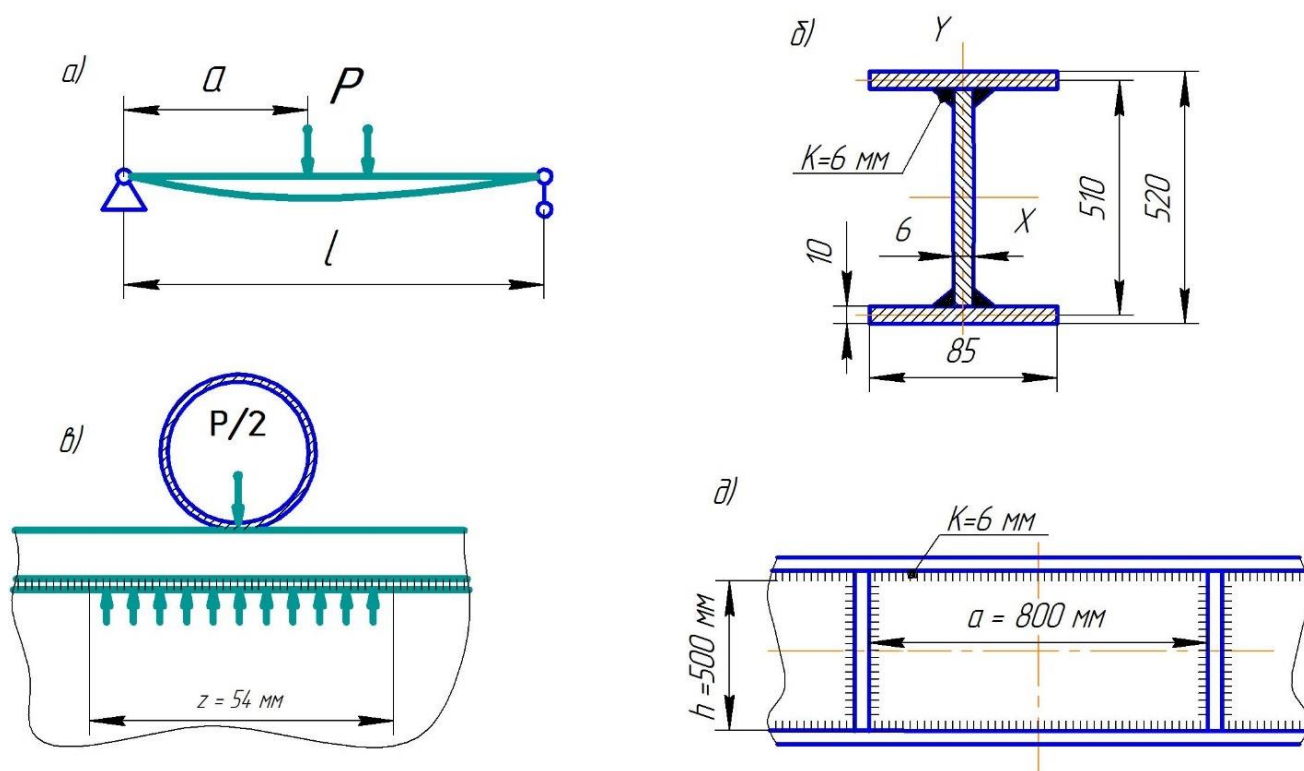


Рисунок 4.16 – Проєктування та розрахунок геометричних параметрів зварної балки ригеля: а – визначення висоти балки h з умов жорсткості; б – підбір профілю балки; в – врахування місцевого впливу зосередженої сили від дії трубопроводу; д – розташування ребер жорсткості у балці ригеля [72]

Зокрема визначення висоти балки ригеля виконувалося із врахуванням умов жорсткості під час зосередженої дії двох трубопроводів (рис. 4.16, а). Для забезпечення умов міцності розрахункова товщина вертикального листа – 6,0 мм за висоти 500 мм.

Відповідно до визначеного моменту інерції поперечного перерізу проєктованої зварної балки та беручи до уваги параметри вертикальної стінки ригеля, було встановлено площу поперечного перерізу однієї полиці (850 мм^2). Тоді, відповідно, товщина полиць двотаврової балки ригеля склала 10 мм, а ширина – 85 мм відповідно (4.16, б).

Виконано розрахунок робочих нормальних напружень у верхньому волокні вертикального листа балки та дотичних напружень від поперечної сили по середині ригеля. Встановлено, що величина умовної довжини (z), на якій зосереджене навантаження від дії одного трубопроводу, розподіляється у вертикальній стінці ригеля на проміжку 54,5 мм (4.16, в). Проведена перевірка щодо забезпечення умов міцності.

Для забезпечення стійкості балки було виконано розрахунок потреби у встановленні ребер жорсткості (рис. 4.16, д). Після цього визначалися критичні напруження і перевірявся запас стійкості конструкції балки ригеля. Також проводилася перевірка в опорних перерізах балки для поперечного зміщення трубопроводів відносно центру ригеля. Катети верхніх і нижніх поясних швів склали $K = 6 \text{ мм}$ і прийняті із врахуванням технологічних умов та проведеної перевірки щодо забезпечення умов міцності.

Відповідно до наведеного порядку проєктування та розрахунку ригеля двотаврового перерізу виконано його розрахунок для решти характерних значень реакцій опор надземних переходів (табл.4.1). Водночас враховувалася потреба застосування типових елементів, тому їх товщини у всіх випадках приймалися однаковими. Відповідно катети зварних швів також були для розглянутих випадків рівними.

Як бачимо, зростання навантаження на ригель зумовлює умову використання конструкції із більшим поперечним перерізом. Стійкість вертикального листа

забезпечується у всіх випадках. Однак для максимального значення навантаження спостерігається незначне перевищення граничного напруження у зварних швах. Тому доцільно збільшувати товщину поясів двотавра балки ригеля (табл. 4.1) [72].

Однак під час зварювання складеної конструкції, зокрема ригеля двотаврового перерізу, завдяки термомеханічним процесам, виникають напруження і деформації, які можуть впливати на проєктовані геометричні розміри [135]. Для таврових балок найбільш значними є деформації згину. Вони зумовлені усадкою повздовжніх швів. Якщо балку виготовляти, поступово збільшуючи поперечний переріз, спочатку зварювання таврової балки, а далі, після кантування, двотаврової, то деформації прогину можна встановити від кожного зварного з'єднання окремо. Різниця отриманих значень зумовить результуючий прогин.

Таблиця 4.1 – Проєктування перерізу балки ригеля для заданих навантажень

Р, КН	Розрахункові зусилля		Розміри елементів, мм				Перевірка умов міцності		
	$M_{\Sigma},$ МН·м	$Q_{\Sigma},$ КН	δ_B	h_B	δ_{II}	s_{II}	$z,$ мм	$\sqrt{\left(\frac{\sigma}{\sigma_o} + \frac{\sigma_m}{\sigma_{Mo}}\right)^2 + \left(\frac{\tau}{\tau_o}\right)^2} \leq 1$	$\tau_{pez} \leq [\tau']$
50	0,077	79,06	6	320	10	74	52,1	0,598	50,0
100	0,152	156,33	6	500	10	85	54,5	0,672	90,4
150	0,227	233,61	6	530	10	140	64,4	0,639	117,2
200	0,302	310,87	6	620	10	155	66,6	0,897	149,1

Для встановлених геометричних характеристик ригеля було проведено розрахунок усадної сили та деформацій від дії термічного циклу зварювання (табл. 4.2). Тут використано позначення: F_n – площа поперечного перерізу активної зони; P_{ycT}^{nz} , P_{ycDT}^{nz} – усадні сили від поздовжнього укорочення тавра та двотавра відповідно; f_{yT} , f_{yDT} , $f_{y\Sigma}$ – розрахункові прогини тавра, двотавра, сумарний; σ_{32} – згинальне напруження, що зумовлене прогином.

Таблиця 4.2 – Розрахунок зварювальних напружень та деформацій в таврі опорного елемента [72]

Р, КН	F_{Π} мм ²	$P_{ycT}^{пз}$, КН	$P_{ycDT}^{пз}$, КН	f_{yT} , мм	f_{yDT} , мм	$f_{y\Sigma}$, мм	$\sigma_{зг}$, МПа
50	389,9	159,93	154,16	23,85	9,31	14,54	137,3
100	401,5	156,87	153,63	13,24	5,52	7,72	111,5
150	459,1	178,57	174,04	8,42	3,34	5,07	77,5
200	474,8	182,62	178,61	6,68	2,69	3,98	70,8

Отже, збільшення поперечного перерізу проєктованого двотавра сприяє збільшенню сил осідання під час зварювання на однакових погонних енергіях. Водночас жорсткість конструкції зростає, що забезпечує зменшення загальної деформації конструкції та величини згинальних напружень, які вона зумовлює.

4.3.2 Оцінювання технічного стану арматури залізобетонного балкового елемента. Проблема забезпечення надійності у разі тривалої експлуатації залізобетонних елементів, які широко використовуються в трубопровідній промисловості для виготовлення опорних елементів балкових переходів, а також ширше у застосуванні різноманітних несівних елементів, зокрема мостів, спільна для багатьох країн світу. Частка залізобетонних мостових елементів сягає 59%, а сталевих – 34% і майже половина з них вважається ненадійними [245 – 248]. Аналогічна картина спостерігається в залізобетонних опорних елементах магістральних трубопроводів: руйнуються як окремі частини, так і вся залізобетонна конструкція загалом, як показано на рис. 4.14 та рис. 4.17.

Значна тривалість експлуатації, висока концентрація небезпечних для металу і бетону домішок у повітрі (особливо у промислово розвинених регіонах світу), надмірно висока інтенсивність експлуатації завершується їх пошкодженням. Під час експлуатації залізобетонні елементи зазнають впливу статичних і динамічних навантажень (пориви вітру тощо), кліматичних умов (сезонні та добові перепади температури та різні типи опадів), шкідливого довкілля в промислових регіонах (висока вологість у поєднанні з агресивними газами CO₂, SO₂, NO₂ тощо),

мінеральних речовин і солі як засобу від ожеледиці, блукаючих електричних струмів тощо.



Рисунок 4.17 – Руїнування залізобетонного опорного елемента

За сукупного впливу цих чинників в залізобетонних елементах відбуваються інтенсивні корозійні процеси, що негативно впливає на стан залізобетонних та сталевих конструкцій, пришвидшуючи їх руїнування [53, 102, 246]. Спостерігається зародження та розвиток тріщин, які складно прогнозувати лише розрахунковими методами [88, 226, 228]. Особливо це стосується матеріалу зварних швів та навколошовних ділянок зварних з'єднань [42, 43, 60]. Усі ці особливості враховують під час будівництва нових шляхопроводів, використовуючи останні технологічні досягнення щодо складу бетонних сумішей, антикорозійного захисту металевих елементів, також арматури [249 – 251]. Розробляються рекомендації щодо ремонту пошкодженого бетону з використанням композиційних матеріалів, зокрема вуглецевих стрічок [245] та оцінювання їх технічного стану з визначенням механічних характеристик металу арматури. Відомі результати досліджень елементів металевих мостів, споруджених наприкінці XVIII на початку XIX століть, які потрібні для оцінювання їх реального технічного стану [252, 253]. Утім відсутні системні дослідження механічних властивостей сталевих арматур після тривалої експлуатації в залізобетонних елементах конструкцій.

Тому нижче розглянуто задачу дослідження та встановлення механічних властивостей сталі після ~40-річної експлуатації залізобетонних елементів мостової конструкції. Аналогічні процеси деградації та руйнування відбуваються в залізобетонних опорних елементах газонафтопроводів (рис. 4.17). Тому важливо дослідити особливості руйнування залізобетонних елементів за дії активного одновісного розтягу та ударного навантаження, як передумов для обґрунтування доцільності виконання ремонтних робіт з відновлення ділянок із пошкодженими прошарками бетону.

Для атестації властивостей арматурної сталі використали: твердість HV, заміряну на шліфованій поверхні діаметрального перерізу прутків арматури; характеристики міцності σ_{UTS} , σ_{YS} та пластичності δ , ψ , визначені з діаграм розтягу п'ятикратних гладких циліндричних зразків діаметром 5 mm осьової орієнтації на розривній машині УМЕ-10Т за швидкості деформування $3 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$; ударну в'язкість KCV, оцінену на осьових зразках Шарпі, випробуваних на маятниковому копрі ІО-5003. Для металографічних досліджень структури сталі використали оптичний мікроскоп Neofot 21, а для фрактографічного аналізу зламів зразків – сканівний електронний мікроскоп EVO-40XVP [245].

Візуальним обстеженням прогонів на окремих балках виявили пошкодження і бетону, і арматури з періодичним профілем діаметром 32 мм. Найчіткіше це проявилось по центру балок прогону, розташованого на максимальному вигині. Конструктивно цей прогін складався із семи повздовжніх несучих балок, з двома рядами (по шість у кожному) арматури, розташованих одна над одною по їх висоті. Під час обстеження об'єкта по центру прогону виявили оголені від бетону прутки арматури із слідами корозії та частковою втратою зв'язку з бетоном. Більшість з них розташовувалися в нижній частині по висоті балок, і, отже, були навантажені максимальним розтягом. Частина з них, а саме п'ять з шести прутків арматури однієї з балок зруйнувалися (рис. 4.18, а), і їх злами чітко виділялися на фоні бетону (рис. 4.18, б). Як наслідок, прогін виявився не придатним для експлуатації [245].

Макрофрактограми зруйнованих прутків арматури показали, що руйнування спричинене неякісно виконаним зварним з'єднанням торців двох частин третього

знизу прутка арматури (рис. 4.19, *a*), завдяки чому на його зламі спостерігали сліди зашлаковування звареного перерізу і залишки розчину бетону на ньому. Це ослабило сумарну здатність перерізу балки витримувати навантаження і посприяло руйнуванню спочатку двох прутків арматури знизу від звареного прутка, а потім і тих, що зверху від нього за крихким механізмом з характерними гребенями макровідколу, які віялом розходилися від осередку зародження руйнування від дефекту зварювання (вліво і вправо на рис. 4.19, *a*). Зрозуміло, що руйнування шостого прутка було справою часу, бо всі інші прутки арматури (окрім з дефектним зварним з'єднанням) зруйнувалися по основному металу, але на їх зламах виявили сліди технологічних прихоплень зварюванням, які ослабили їх поперечний переріз і стали осередками руйнування крихким відколом (рис. 4.19, *б*) [245].

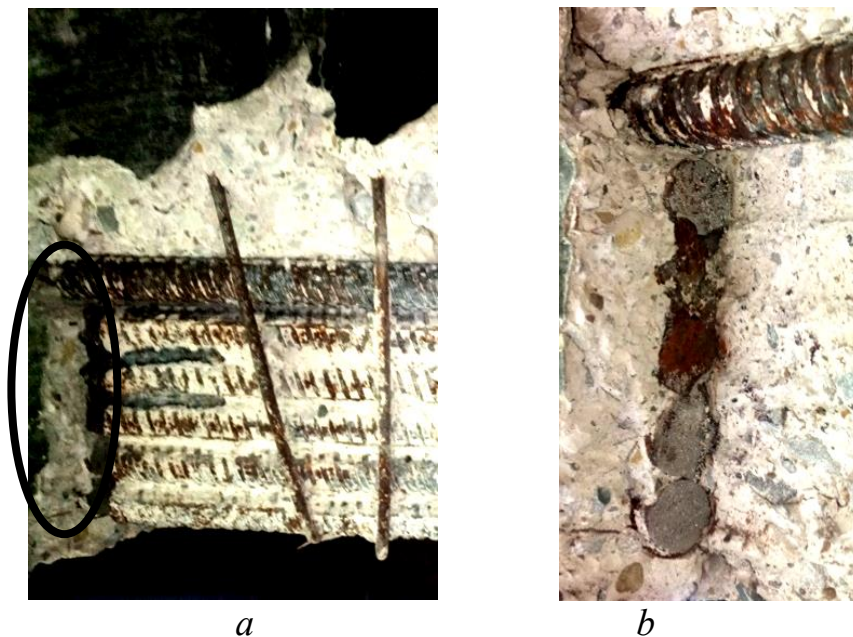


Рисунок 4.18 – Зона руйнування п'яти з шести прутків арматури, обведені еліпсоподібним контуром (*a*), та вигляд експлуатаційно зруйнованих прутків арматури в перерізі однієї з досліджуваних залізобетонних балок (*б*) [245]

Отже головною причиною аварійного пошкодження балок одного з прогонів автодорожнього мосту стали декілька чинників. Передусім це пошкодження бетону з вільним доступом вологи і води до арматури, спричинене несвоєчасним діагностуванням технічного стану елементів мосту та їх ремонту. По-друге, це неякісно проведене електродугове зварювання між собою торців одного з прутків

арматури та використання зварювання з високою погонною енергією для технологічної фіксації прутків арматури на відповідних для них місцях шляхом прихоплення, що зумовило послаблення утримувальної здатності їх перерізів і, як наслідок, руйнування балки загалом [245].



Рисунок 4.19 – Макрофрактограма експлуатаційного зламу в околі осередку зародження руйнування від неякісно зварених торців одного з прутків арматури (а) та слід від технологічного прихоплення в перерізі зламу однієї з арматури (б)

Металографічні дослідження структури арматурної сталі та різних зон зварного з'єднання виявили однорідну дрібнодисперсну ферит-перлітну структуру основного металу (рис. 4.20, а), грубо голкову структуру на ділянці перегріву зони термічного впливу (ЗТВ) (рис. 4.20, б) та практично феритну структуру з дрібними ділянками перліту вздовж їх меж та великою кількістю дрібних пор в ділянці металу шва (рис. 4.20, в).

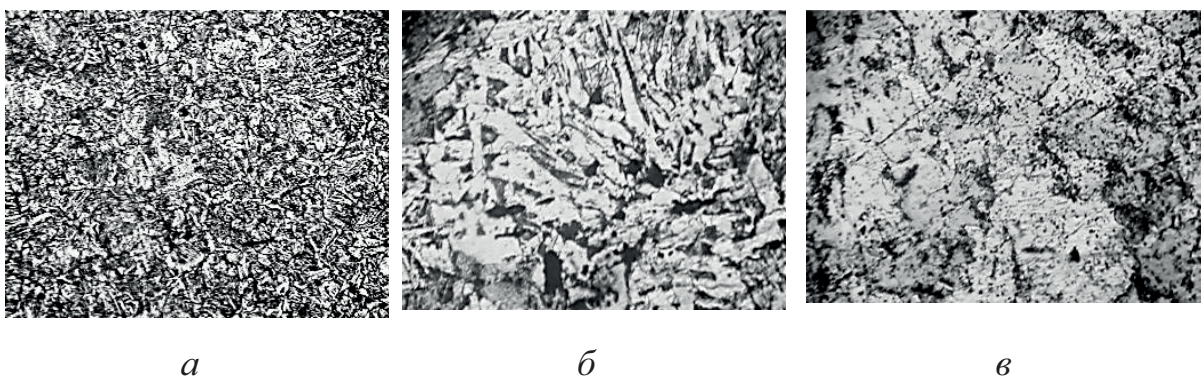


Рисунок 4.20 – Структура експлуатованої арматурної сталі (а), зони термічного впливу на ділянці перегріву (б) та металу шва між двома торцями прутків арматури (в).

Щодо роботоздатності прутків арматури всередині бетону найнебезпечнішими виявилися зварні з'єднання. Пов'язано це з голковою морфологією структурних складових в зоні перегріву ЗТВ, які слугували гострими структурними концентраторами напружень. Як наслідок, руйнування прутків арматури із технологічними прихоплюваннями з використанням зварювання відбувалося саме у цій зоні.

Механічні властивості арматурної сталі. Згідно з результатами, отриманими на оптичному іскровому атомно-емісійному спектрометрі SPECTROMAX LMF 0,5, за хімічним складом експлуатована арматурна сталь відповідала сталі 25Г2С (mass%: 0,25 C; 0,7 Si; 1,4 Mn; 0,03 S; 0,03 P; 0,1 Ni; 0,1 Cr; 0,05 Cu). Вуглецевий еквівалент $C_{\text{екв}} \leq \%C + 0,17 \%Mn + 0,1 \%Si$ для зварюваної пруткової арматури з малолегованої сталі класу А-ІІІ (А400) має бути не нижчим за 0,62 [245]. У нашому випадку – 0,56.

Механічні властивості цієї сталі за розтягу (табл. 4.3) задовольняли вимоги документа [245]. Але після експлуатації в балці автодорожнього мосту виявили зниження обох характеристик міцності (границі міцності σ_{UTS} та плинності σ_{YS} на 4 і 21 % відповідно) та незначне зниження характеристик пластичності (відносні видовження δ та звуження ψ знизилися на 0,5 та 5% відповідно). Як наслідок, характеристики міцності вийшли за межі регламентованих значень [245]. Проте ударна в'язкість KCV експлуатованої сталі знизилася найбільше. Відома емпірична формула $KCU = 1,25 \cdot KCV$, встановлена на сталях труб аміакопроводів у вихідному стані [254]. Подібне співвідношення $\alpha = KCU / KCV$ підтверджено також на не експлуатованих сталях прогонів і їх зварних з'єднаннях, для яких α змінювалося від 1,2...1,3 за випроб зразків з основного металу, металу ЗТВ і металу шва осьової орієнтації і досягало 1,38 – орієнтованих в радіальному і тангенціальному напрямі [254, 255]. Отже емпірично встановлено, що значення KCU не експлуатованих сталей щонайбільше на 40 % перевищують значення KCV. І це пов'язано з тим, що значення KCU інтегрально характеризують енерговитрати на зародження тріщини від дна U-подібного надрізу і на її поширення до руйнування. Тоді як значення KCV в основному характеризують енерговитрати на поширення руйнування від гострого

V-подібного концентратора. Для експлуатованої теплостійкої сталі різниця між цими характеристиками зросла до 2.5 разів [254]. Підвищивши значення KCV для експлуатованої арматурної сталі на 50%, вираховували значення KCU, яке дорівнювало 0,69 МДж/м², що майже вдвічі менше за регламентоване значення.

Таблиця. 4.3 – Механічні властивості сталі 25Г2С

Механічні властивості* Стан сталі 25Г2С	σ_{UTS} , МПа	σ_{YS} , МПа	δ , %	ψ , %	KCV / KCU, МДж/м ²
Експлуатований	638	336	28	57	0,46 / -
Вихідний	665	425	29	60	- / 1,37
Згідно з вимогами	660...680	420...435	25...29	-	- / 1,35

*Середнє значення п'яти випроб.

Отже, внаслідок експлуатації арматурна сталь істотно втратила здатність чинити опір крихкому руйнуванню і вийшла за межі регламентованого KCU. Зрозуміло, що жорсткі силові і температурні умови експлуатації сприятимуть її крихкому руйнуванню від будь-яких дефектів, спричинених чи порушенням технології зварювання, чи такими чинниками як структурний (крупногловкова морфологія структурних складових на ділянці перегріву ЗТВ), чи корозійно-водневий за появи доступу вологи до арматури. Адже чим нижча ударна в'язкість експлуатованої сталі, тим вона чутливіша і до водневої, і низькотемпературної крихкості [255].

Вимірювання твердості сталі за Вікерсом на поверхні осьового перерізу зразка із зварним з'єднанням після випроб на розтяг показали, що метал шва (МШ) мав найнижчу (через нижчий вміст вуглецю у литій структурі), а ЗТВ – найвищу (внаслідок перегріву з ослабленням меж зерен та формуванням голкоподібної морфології структурних складових в цій зоні, які ставали структурними концентраторами напружень) твердість HV (рис. 4.21) [245].

Крім того за результатами випроб зразків із зварним з'єднанням встановили, що вони руйнувалися на ділянці перегріву в ЗТВ. Їх границя міцності була ще

нижчою ніж для основного металу (в діапазоні 510...535 МПа). Таке відхилення від σ_{UTS} основного металу значно перевищило допустиму величину в 50 МПа [245]. Звідси зрозуміло, чому саме зварні з'єднання арматурних прутків були найслабшими елементами залізобетонних балок. Руйнування зразка відбулося на переході валика підсилення шва до прутка арматури (тобто у перерізі з концентратором напружень, але все ще на ділянці ЗТВ у приповерхневому шарі арматури, окрихченому перегрівом під час нанесення валика).

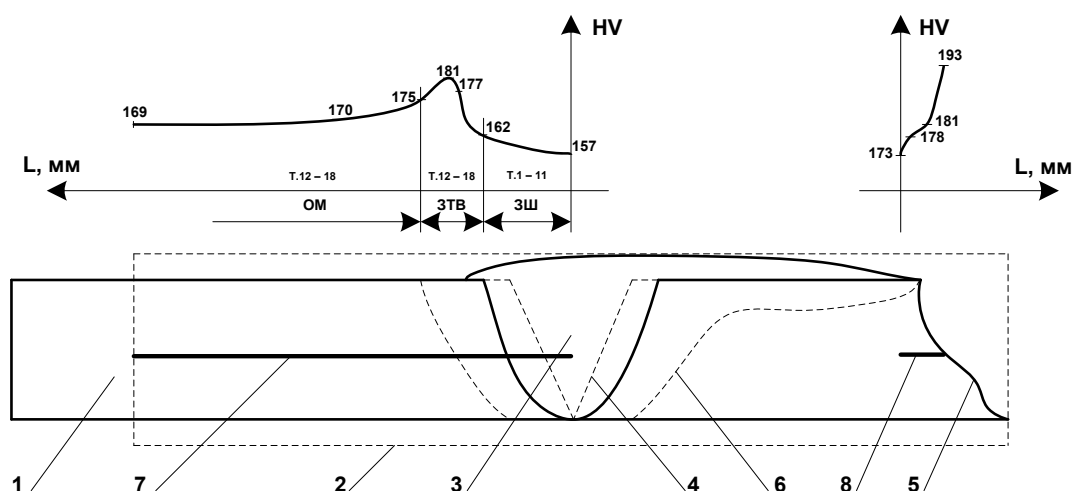


Рисунок 4.21 – Розподіл значень твердості HV поперек зварного з'єднання, оцінений в осьовому перерізі двох арматурних прутків, торці яких були зварені між собою і зруйновані внаслідок розтягу: 1 – арматура; 3 – метал зварного шва; 4 – крайки арматури, підготовлені під зварювання; 5 – поперечний переріз зразка; 6 – зона термічного впливу; 7, 8 – лінії вимірювання твердості по зварному шву та в околі зламу зразка

Фрактографічний аналіз зламів зразків з експлуатованої арматури. Макрозлам зразка на розтяг з експлуатованої арматурної сталі мав типову морфологією типу чашка-конус. За вищої роздільної здатності в центрі зламу зразка в межах феритних зерен виявили характерні ознаки в'язкого руйнування із рівновісних ямок, на дні яких чітко виділялися неметалеві включення завбільшки 1...5 μm (рис. 4.22, а) [245]. Рельєф, який формувався на місці перлітних зерен, залежав від орієнтації цементит-феритної ламелярної структури відносно

прикладених ззовні напружень. У разі осьової орієнтації ламелей на зламі навколо часточок цементиту спостерігали рівновісні і дуже дрібні ямки (до 0,5 μm діаметром). За відхилення ламелей від осьової орієнтації на зламі спостерігали витягнені часточки цементиту, феритні перетинки між якими витягувалися аж до руйнування, формуючи обумовлену ламелярною структурою перліту текстуру в рамках цих зерен (рис. 4.22, *а*) [245].

На ділянці конусної частини зламу ямки навколо неметалевих включень були більшими і глибшими та мали витягнену форму з характерними слідами виходу смуг ковзання на їх поверхню (рис. 4.22, *б*).

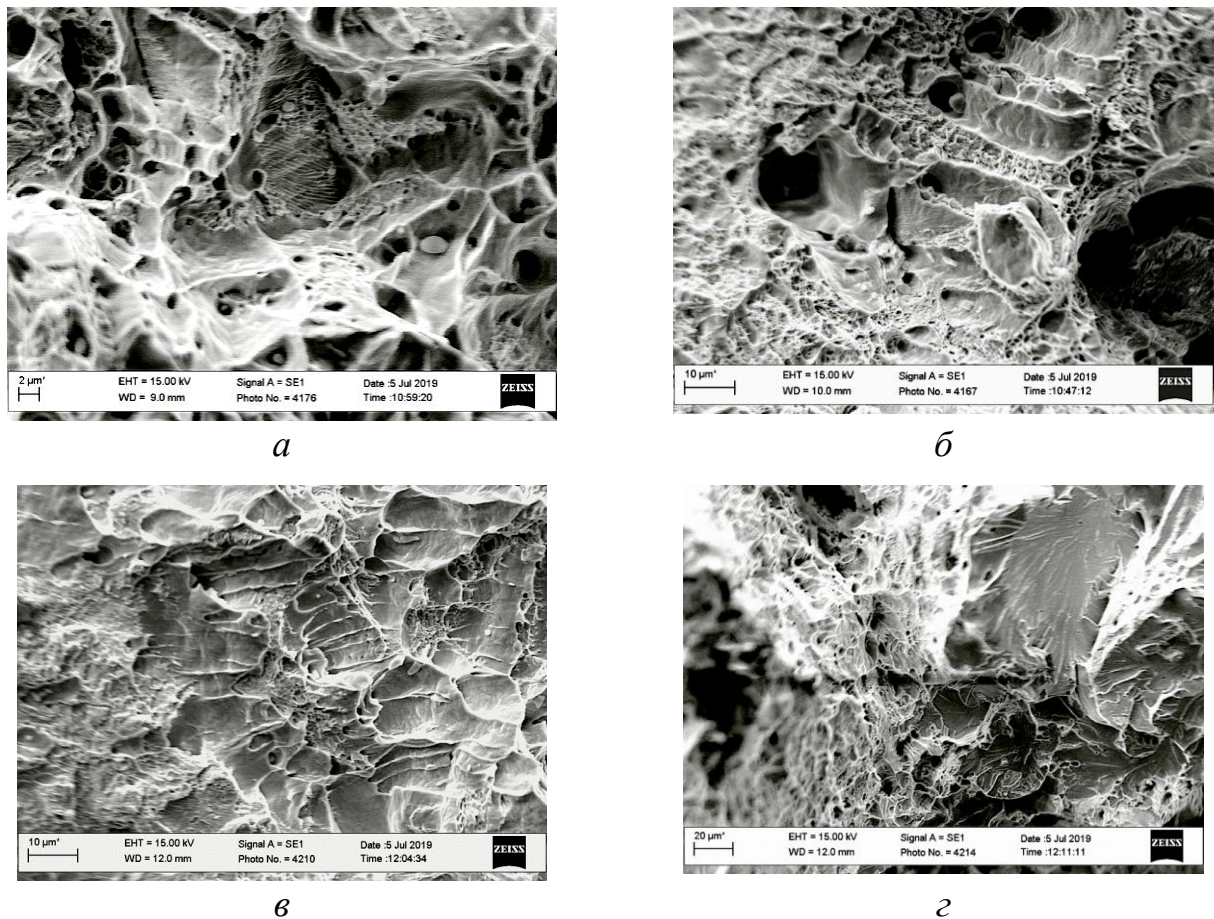


Рисунок 4.22 – Фрактограми арматурної сталі 25Г2С після тривалої експлуатації, отримані на центральній (*а*) і конічній (*б*) частинах поверхні зламу зразка, випробуваного на розтяг, а також поблизу надрізу (*в*) і на переході від в'язкого до крихкого руйнування в зоні спонтанного руйнування (*г*) зразка для випробувань на ударну в'язкість

Водночас ямки навколо цементиту в перліті були дещо більшими ніж в центрі зламу і залишалися рівновісними. Це значить, що деформація зсувом на заключному етапі руйнування зразка, істотно змінивши морфологію великих ямок, не вплинула на геометрію дрібних [245].

Щодо зламу зразка на ударну в'язкість, то лише в околі дна надрізу виявили невеликі (до 100 μm) ділянки в'язкого руйнування з формуванням спочатку параболічних ямок за механізмом зсуву (рис. 4.22, в), а потім – рівновісних за механізмом відриву, які відразу змінилися на фасетки крихкого крізьзеренного відколу з характерними річковими візерунками гребенів відриву на їх поверхні, орієнтація яких змінювалася на переході від зерна до зерна (рис. 4.22, г). Тобто фрактографічно підтвердили низький опір крихкому руйнуванню експлуатованої сталі [245].

Отже показано, що внаслідок понад сорокарічної експлуатації арматурної сталі 25Г2С в залізобетонній балці відбулось її знеміцнення і незначна втрата пластичності та двократна втрата опору крихкому руйнуванню з виходом у поза регламентований для неї діапазон. Пошкодження відбулося через викришування зовнішнього прошарку бетону, оголення арматури з дефектом зварювання пари торців одного із прутків та грубоголковою структурою ділянок перегріву в зонах термічного впливу навколо точок технологічних прихоплювань прутків зварюванням, які ініціювали крихке руйнування в чотирьох з п'яти прутках арматури відколом з подальшим пошкодженням балки майже по центру її довжини.

4.3.3 Оцінка роботоздатності металевої балки тривалого зберігання для опорних елементів. Відомо [256], що металеві конструкції експлуатуються в режимі циклічного навантаження, що зумовлює втрату вихідних механічних властивостей сталей, а саме пластичності, міцності, а також їх опору крихкому руйнуванню. Ці конструкції також зазнають статичних та динамічних навантажень, які виникають внаслідок коливальних процесів. Під час експлуатації в елементах балки виникають різні напруження (полички зазвичай сприймають згинальні моменти, а на стінку припадає лише 20%), і тому варто очікувати, що їх деградація також буде різною. Відомо, що характеристики опору крихкому руйнуванню (такі

як ударна в'язкість і тріщиностійкість), найчутливіші до зміни стану матеріалу внаслідок експлуатації [256, 257]. Оскільки технологія виготовлення двотаврових балок забезпечує їм текстуру вальцювання, то важливо також враховувати орієнтацію зразків за механічних випробувань. Натепер відомі відмінності властивостей металу залежно від напрямку вальцювання, що є особливо важливим для оцінювання міри деградації сталей [258 – 260]. У роботі показано особливості зміни характеристик міцності, пластичності та ударної в'язкості сталі 15ХСНД з різних частин двотаврової балки тривалого зберігання (полічка та стінка), визначені на зразках різної орієнтації (рис. 4.23).

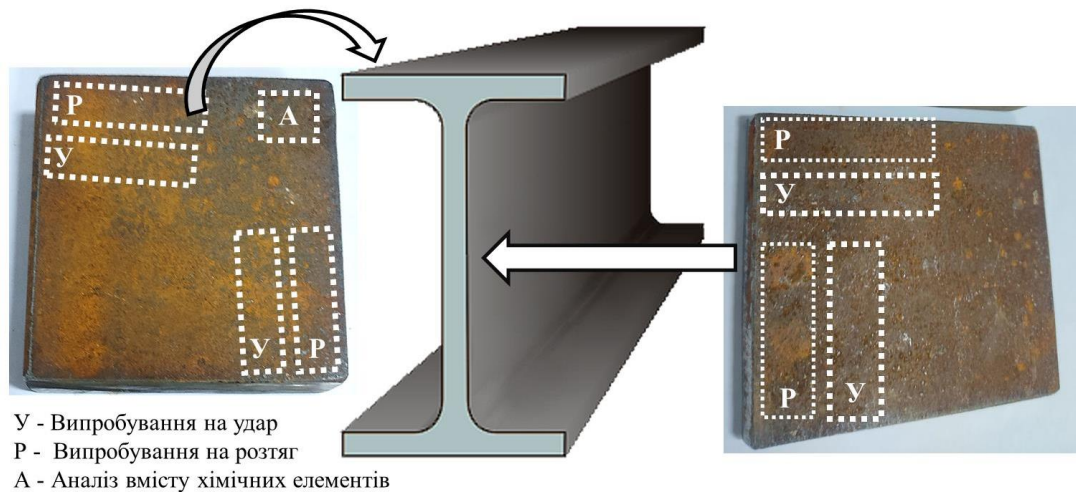


Рисунок 4.23 – Схема вирізання зразків для механічних випробувань із балки фрагментів I (зліва) та II (справа від балки)

Дослідили механічні властивості сталі зі стінки ($h = 980 \text{ mm}$, $t = 12 \text{ mm}$) та полиці ($b = 450$, $t = 30 \text{ mm}$) двотаврової балки тривалого зберігання. Для випробувань на розтяг та удар вирізали повздовжні та поперечні до осі балки зразки. Розташування зразків для механічних випробувань на полиці (I) та в стінці (II) балки подано на рис. 4.24 [256].

Технічний стан металу оцінювали за характеристиками міцності (граничами міцності σ_{UTS} та плинності σ_{YS}) і пластичності (відносними видовженням δ та звуженням ψ). Циліндричні зразки $\varnothing 5 \text{ mm}$ та довжиною робочої частини 25 mm випробовували на розривній машині УМЕ-10Т за швидкості їх

деформування $3 \cdot 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ [261]. Ударну в'язкість визначали на зразках Шарпі (з V-подібним концентратором) розміром $10 \times 10 \times 55$ мм. Концентратор на поздовжніх і поперечних зразках орієнтували по товщині полиці та стінки балки (рис. 4.23 та рис. 4.24) [256].

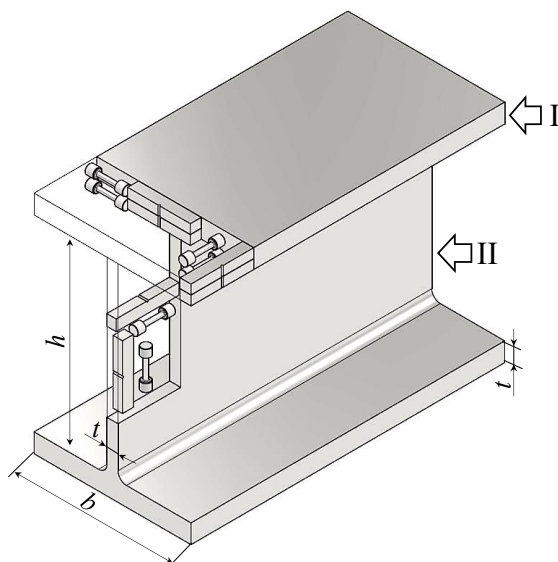


Рисунок 4.24 – Схема розташування зразків для механічних випробувань в полиці (I) та стінки (II) балки

Досліджуваній сталі 15ХСНД металевої балки властива ферито-перлітна структура (рис. 4.25) [256].

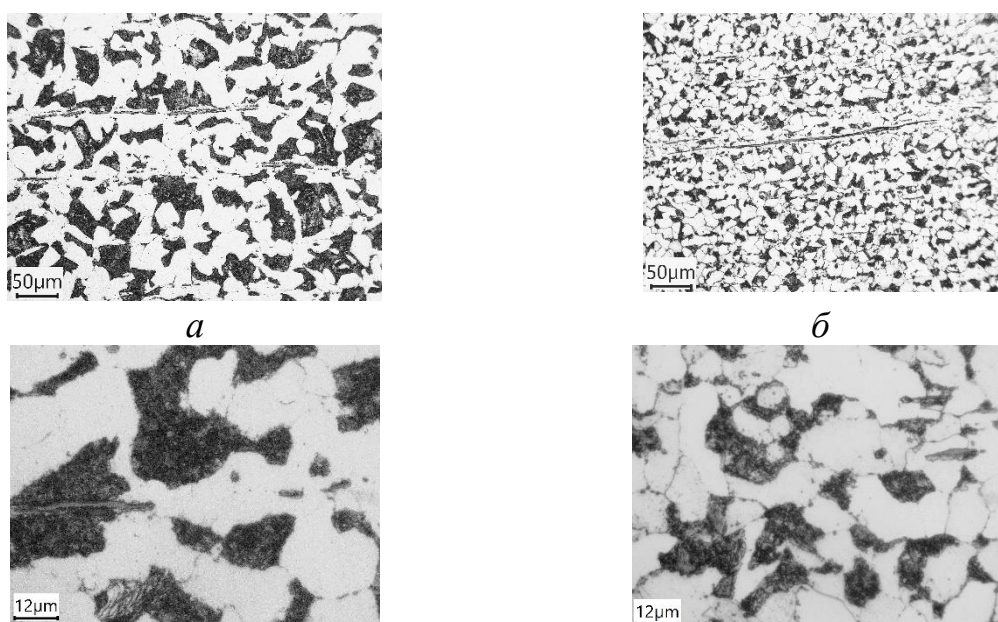


Рисунок 4.25 – Структура сталі 15ХСНД у повздовжньому напрямку з полиці (а) та стінки (б) балки

Зразки випробовували на маятниковому копрі типу ІО-5003. Усі значення механічних характеристик усереднювали за результатами трьох-п'яти випробувань; відносна похибка не перевищувала 7%. Хімічний склад сталі оцінювали як середнє значення трьох замірів з використанням оптичного іскрового атомно-емісійного спектрометра SPECTROMAX LMF 0,5.

Дослідили сталь 15ХСНД балки металевої конструкції (рис. 4.23), хімічний склад якої наведено у табл.4.4. Вміст усіх елементів відповідав нормативним вимогам. Дещо завищений вміст марганцю та нікелю в сталі не повинен погіршувати її механічні властивості за експлуатації в кліматичних умовах, а, навпаки, лише покращувати їх. З використанням оптичного іскрового атомно-емісійного спектрометра SPECTROMAX LMF 0,5 встановили вміст елементів у сталі. Результати п'яти вимірювань подано у табл. 4.4 та табл. 4.5 [256].

Таблиця 4.4 – Протокол 5 вимірювань вмісту елементів в сталі аналізованого елемента балки, %

C	Si	Mn	Ni	Cr	Cu
0,192	0,669	0,789	0,404	0,898	0,272
0,202	0,679	0,801	0,407	0,910	0,280
0,195	0,665	0,787	0,398	0,903	0,271
0,180	0,657	0,787	0,394	0,894	0,266
0,169	0,654	0,771	0,395	0,890	0,270

Таблиця 4.5 – Хімічний склад сталі 15ХСНД, мас %

C	Si	Mn	S	P	Ni	Cr	Cu
0,18	0,66	0,789	0,031	0,012	0,399	0,898	0,272
Згідно ДСТУ 8541:2018							
0,12 – 0,18	0,4 – 0,7	0,4 – 0,7	≤0,035	≤0,030	≤ 0,3	0,6-0,9	до 0,2–0,4

Вміст вуглецю є дещо вищий за верхню межу вимог, а саме 0,187 % порівняно з 0,18 мас %, що само собою має додавати міцності сталі. Важливо зазначити, що вміст марганцю та нікелю в сталі також дещо вищий за регламентовані показники. Проте це також не повинно погіршувати механічні властивості сталі за її експлуатації в кліматичних умовах, а, навпаки, сприятиме покращенню її характеристик пластичності.

У табл. 4.5 наведено усереднені значення виявлених у сталі елементів та відповідні їм ДСТУ значення. За хімічним складом аналізована сталь відповідає сталі 15ХСНД. Вміст кремнію та міді в сталі відповідає вимогами щодо їх складу у стандартах [256].

Технічний стан сталі аналізованих фрагментів оцінювали за характеристиками міцності (границями міцності σ_B та плинності $\sigma_{0,2}$) та пластичності (відносними видовженням δ та звуженням ψ). Схема вирізання зразків №1, №2, №3 та №4 з елемента І та зразків №5 та №6 з елемента ІІ показано на рисунку 4.62. Згідно з рисунком 4.64, зразки №1 та №2 є повздовжніми, згідно осі балки, а зразки №3 та №4 – поперечні [256].

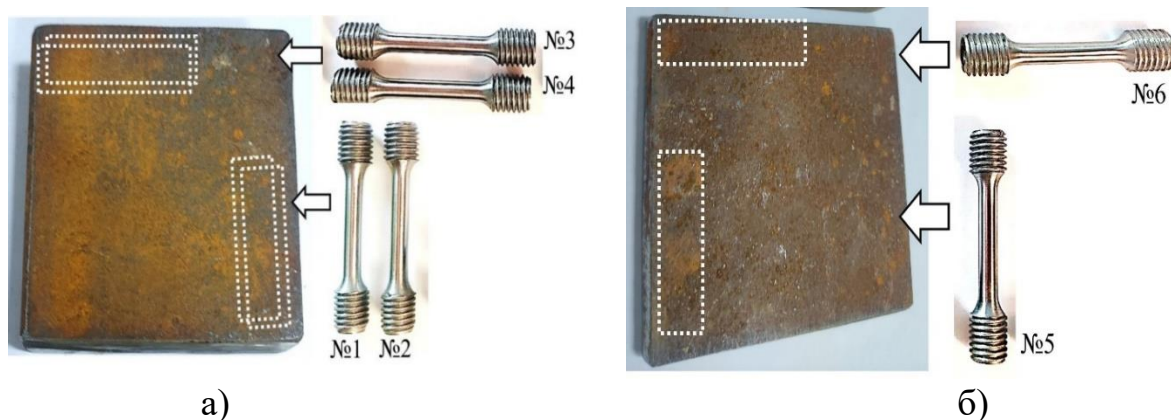


Рисунок 4.26 – Схема вирізання зразків №1, №2, №3 та №4 з елемента І (а) та зразків №5 та №6 з елемента ІІ (б) для випробувань на розтяг

Отримані за результатами випробувань на розтяг типові діаграми навантаження наведені на рис. 4.27. За активного навантаження спостерігали довгі ділянки зміцнення, які змінювались платоподібними, максимум на яких характеризував рівень міцності сталі. Довжина спадної ділянки діаграми (якщо

судити за рівнем деформації) на поздовжніх зразках (рис. 4.28, *a – в*) була більшою ніж на поперечних (4.28, *г – е*). Тобто на завершальному етапі руйнування поздовжні зразки показали більшу здатність до деформування за дії напружень, порівняно з поперечними. Характерною ознакою сталі стінки балки (рис. 4.27) є наявність так званої площадки текучості. Цю особливість спостерігали незалежно від орієнтації зразків. Звичло її пов'язують з розблокуванням дислокацій у субструктурі сталі, що і супроводжується можливістю протікання деформації навіть за падіння рівня навантаження [256].

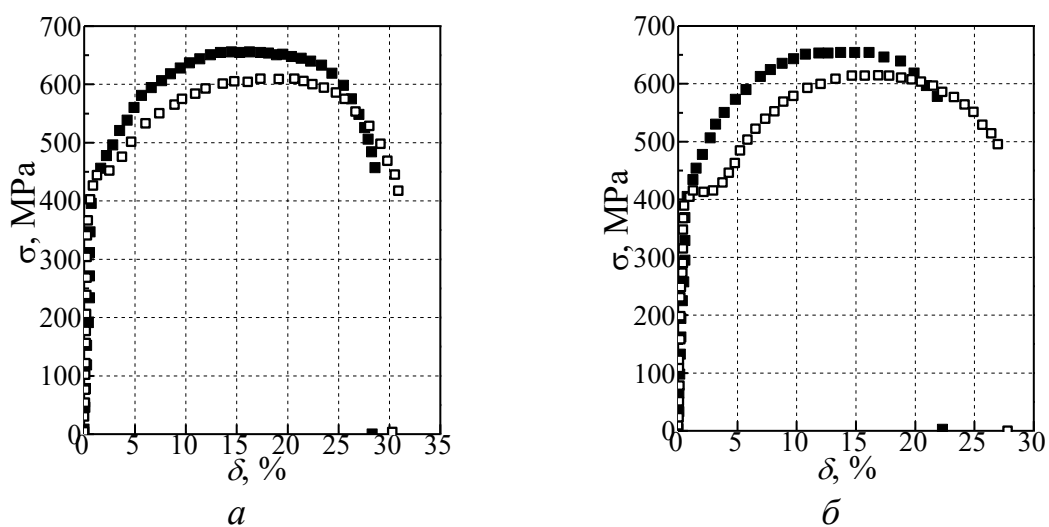


Рисунок 4.27 – Типові діаграми навантаження на розтягом повздовжніх (*a*) та поперечних (*б*) зразків з полиці (чорні) та стінки (білі позначення) балки

За механічними характеристиками сталь 15ХСНД з полиці та стінки балки і поперечних, і поздовжніх зразків задовольняє вимоги чинних регламентів у табл. 4.6.

Характеристики міцності не залежали від орієнтації зразків, тоді як пластичності були вищими на повздовжніх зразках. Аналіз макрозламів зразків з обох ділянок двотаврової балки після їх випроб розтягом показав, що на повздовжніх зразках реалізувався типовий в'язкий злам типу “чашка-конус” з нормально орієнтованою центральною частиною та конусною, що прилягала до зовнішньої поверхні зразків (рис. 4.28, *a, в, д, є*) [256].

Таблиця 4.6 – Усереднені значення механічних характеристик досліджуваної сталі 15ХСНД

Елемент балки	Орієнтація зразків	σ_{UTS} , МПа	σ_{YS} , МПа	δ , %	ψ , %
Полиця	Поздовжня	657	461	28,3	71,0
	Поперечна	657	463	22,2	50,8
Стінка	Поздовжня	610	446	30,3	70,5
	Поперечна	614	416	27,8	55,2
Вимоги ГОСТ 19281-2014		>480	>345	>21	-

На поперечних зразках злами зразків є нормально орієнтовані щодо прикладених напружень (рис. 4.28, б, г, е, ж). Характер руйнування узгоджувався з вищими значеннями характеристик пластичності, отриманих на повздовжніх зразках (табл. 4.6) [256].

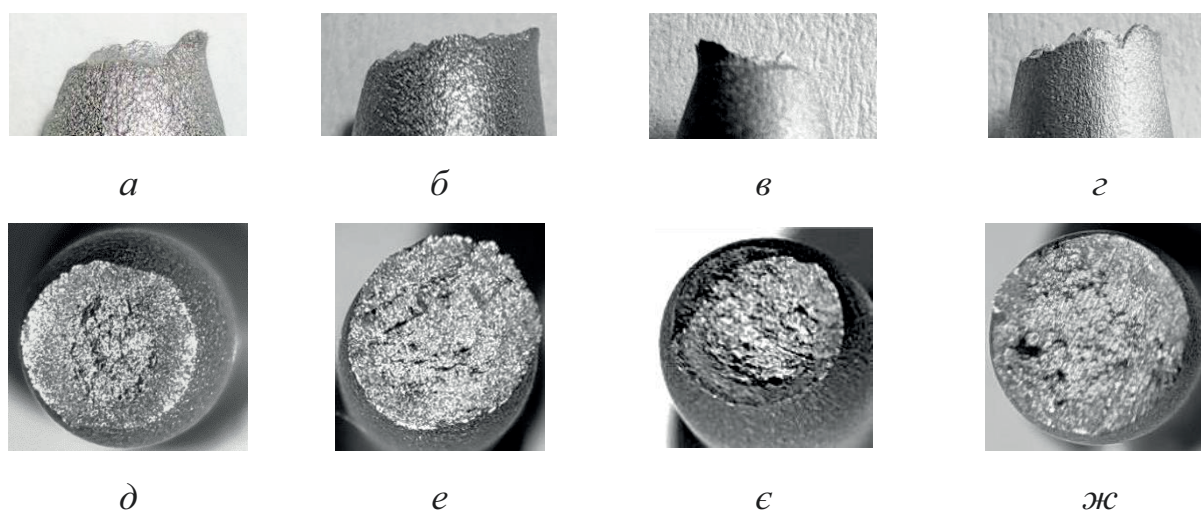


Рисунок 4.28 – Вигляд збоку (а-г) та зверху (д-ж) на злами повздовжніх (а, в, д, є) та поперечних (б, г, е, ж) зразків, виготовлених з полицки (а, б, д, е) та стінки (в, г, є, ж) балки та випробуваних на розтяг

З аналізу отриманих даних доходимо висновку, що за механічними характеристиками у разі розтягу і поперечних, і поздовжніх зразків, аналізована сталь з фрагментів І та ІІ задовольняє вимоги чинних регламентів. Характеристики

міцності не залежали від орієнтації зразків, тоді як характеристики пластичності поздовжніх зразків були вищими, ніж поперечних.

Згідно з отриманими результатами можна дійти висновку, що за характеристиками пластичності зразок №5 відповідав поперечній орієнтації, а зразок №6 – поздовжній.

Фотографії макрозламів зразків поздовжніх №1, №2 та поперечних №3 та №4 з фрагмента I та зразків поперечного №5 та поздовжнього №6 фрагмента II, випробуваних на розтяг, поданої на рис.4.29. На поздовжніх зразках №1, №2, №6 реалізувався типовий в'язкий злам типу “чашка-конус” з нормально орієнтованою центральною частиною зламу та конусною, що прилягала до зовнішньої поверхні зразків (рис. 4.29) [256].

На поперечних зразках їх злами були практично нормально орієнтовані щодо прикладених напружень (№3, №4, №5). Характер руйнування обох варіантів зразків узгоджувався з вищими значеннями характеристик пластичності, отриманих на поздовжніх зразках (№1, №2, №6) порівняно із отриманими на поперечних (№3, №4, №5) зразках [256].

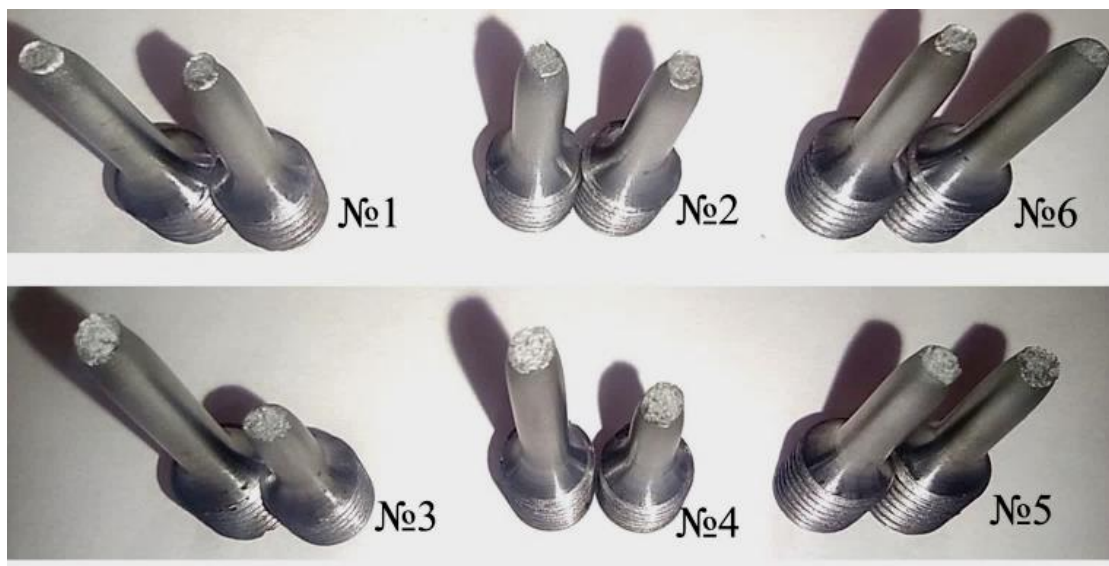


Рисунок 4.29 – Макрозлами поздовжніх №1, №2, №6 та поперечних №3, №4 та №5 зразків з фрагмента I (№1, №2, №3, №4) та фрагмента II (№5 та №6) випробуваних на розтяг

Ударну в'язкість сталі також визначали на повздовжніх та поперечних зразках двох фрагментів. Загальний вигляд зразків для випробів на ударну в'язкість з V-подібними надрізами показано на рис. 4.30 [256].

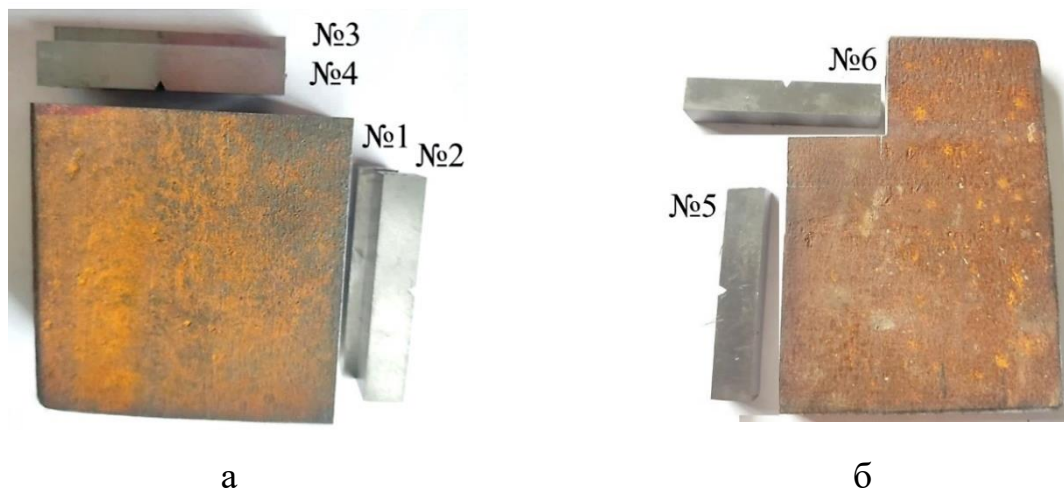


Рисунок 4.30 – Повздовжні (№1, №2) та поперечні (№3, №4) зразки з фрагмента I (а) та зразки №5 та №6 з фрагмента II (б) для випробувань на ударну в'язкість

У табл. 4.7 наведені значення ударної в'язкості KCV для зразків різної орієнтації фрагмента I, та відповідні значення, передбачені чинним нормативним документом, а на рис. 4.31 подано злами зруйнованих зразків.

Середнє значення ударної в'язкості сталі з фрагмента I, отримане на повздовжніх зразках, сягало $0,35 \text{ МДж/м}^2$, і відповідно до вимоги ГОСТ 19281-2014 воно дещо нижче нижньої допустимої межі по KCV та KCU ($0,39 \text{ МДж/м}^2$) для такого класу сталей за їх випробів з температурою -20°C (табл. 6). Згідно з вимогами ДСТУ 8817: 2018 отримані значення сталі 15ХСНД з фрагмента I на поздовжніх зразках ($0,35 \text{ МДж/м}^2$) задовольняли вимоги регламенту ($0,25 \text{ МДж/м}^2$) за випробів з температурою $+20^\circ\text{C}$. Щодо зразків поперечних, то їх значення ударної в'язкості були нижчими за регламентовані обома чинними документами. Аналіз макрозламів обох типів зразків також підтвердив, що аналізована сталь є схильною до крихкого руйнування. На всіх зламах зразків (і повздовжніх, і поперечних) спостерігали значну частку фасеток крихкого відколу, які проявлялися характерним яскравим

блиском. Губи витягування чіткіше проявилися на зламах повздовжніх зразків, що узгоджується з їх вищою ударною в'язкістю [256].

Таблиця 4.7 – Значення роботи руйнування A та ударної в'язкості KCV для зразків сталі 15ХСНД фрагмента I [256]

Орієнтація зразків					
Повздовжня			Поперечна		
Зразок	A , Дж	KCV , МДж/м ²	Зразок	A , Дж	KCV , МДж/м ²
№1	25	0,32	№3	19	0,24
№2	30	0,38	№4	20	0,25
Середнє значення	27,5	0,35	Середнє значення	19,5	0,25
Вимоги ГОСТ 19281-2014: значення KCV та KCU для сталі класу міцності 345 за температури випроб -20°C мають бути не нижчими за 0,39 МДж/м ²					
Вимоги ДСТУ 8817: 2018: значення KCU за температури випроб $+20^{\circ}\text{C}$ мають бути не нижчими за 0.29 МДж/м ²					

У табл. 4.8 наведено значення ударної в'язкості KCV для зразків фрагмента II, та відповідні значення, регламентовані чинними нормативними документами, а на рис. 4.32 подано злами зруйнованих зразків [256].

Таблиця 4.8 – Значення роботи руйнування A та ударної в'язкості KCV для зразків сталі 15ХСНД фрагмента II [256]

Орієнтація зразків					
Зразок	A , Дж	KCV , МДж/м ²	Зразок	A , Дж	KCV , МДж/м ²
№5	90	1,14	№6	40	0,5
Вимоги ГОСТ 19281-2014: значення KCV та KCU сталі за випроб при температур -20°C мають бути не нижчими за 0,39 МДж/м ²					
Вимоги ДСТУ 8817: 2018: значення KCU сталі за випроб при температур $+20^{\circ}\text{C}$ мають бути не нижчими за 0.29 МДж/м ²					

З аналізу табл. 4.8 дійшли висновку, що опір крихкому руйнуванню аналізованої сталі 15ХСНД фрагмента II повністю задовольнив вимоги обох регламентних документів, оскільки отримані значення перевищили вимоги цих стандартів. Тому немає підстав перейматися схильністю до крихкого руйнування сталі аналізованого фрагмента II. Також відзначили відносно в'язкий характер руйнування обох типів зразків з фрагмента II, випробуваних на ударну в'язкість.

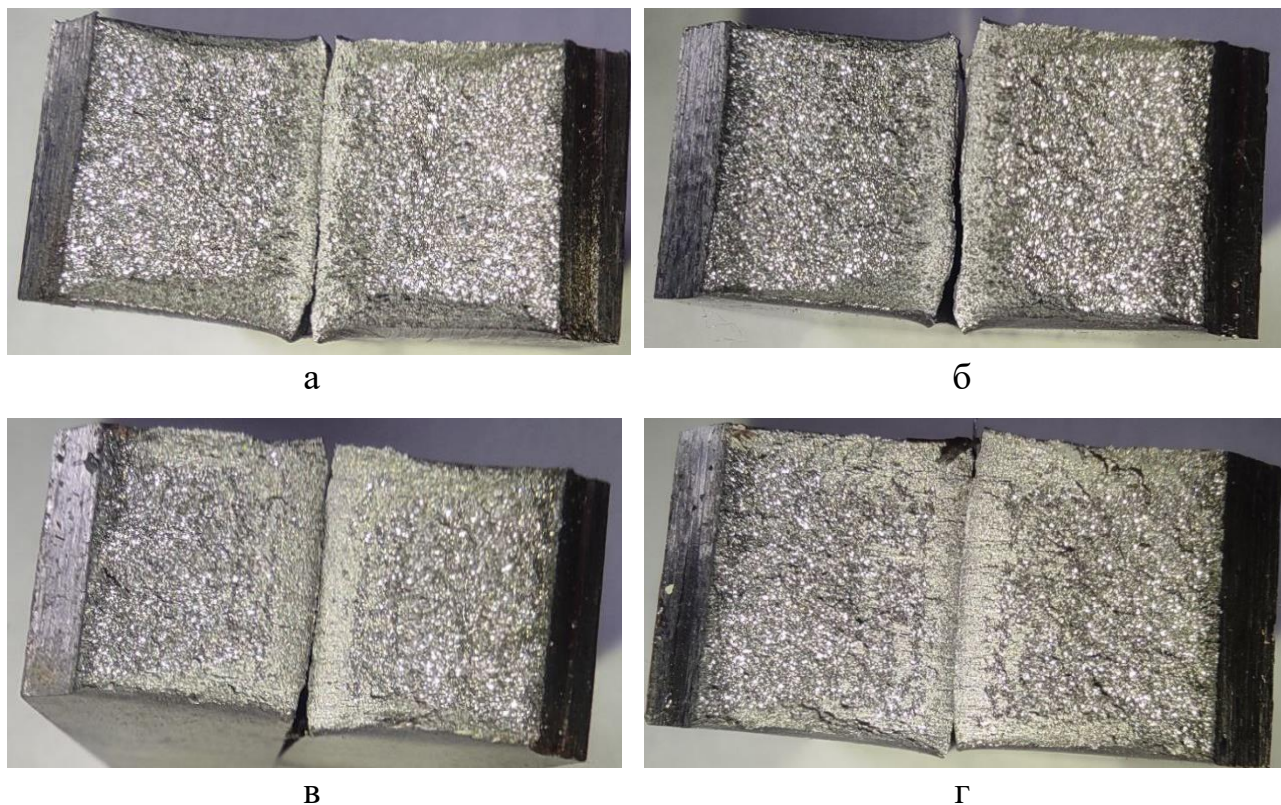
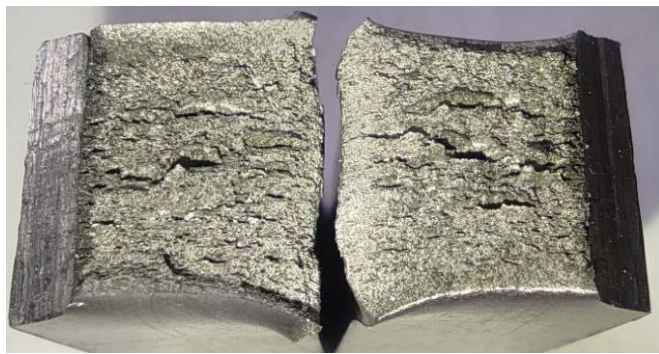
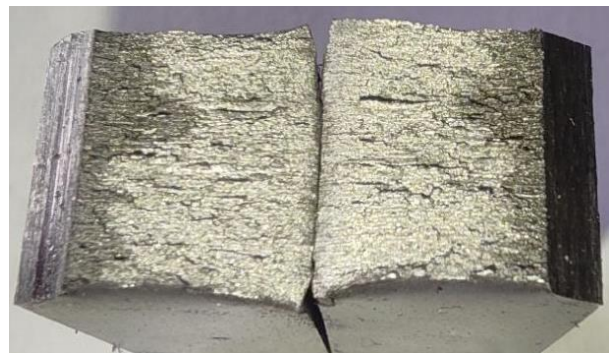


Рисунок 4.31 – Злами повздовжніх №1 (а) та №2 (б) та поперечних №3 (в) та №4 (г) зразків фрагмента I після випробувань на ударну в'язкість

Особливістю макрозламу зразка №5 є його текстурованість незначною кількістю доволі глибоких макророзшарувань, які фрагментували переріз зразка на тонші прошарки, перетинки між якими руйнувались із ознаками витягування. Припустили, що зразок №5 відповідав осьовій орієнтації фрагмента II і його руйнування від V-подібного концентратора поширювалося поперек напрямку вальцювання балки. Отримане значення ударної в'язкості на цьому зразку ($KCV = 1,14 \text{ МДж/м}^2$) також узгоджується з таким висновком [256].



а



б

Рисунок 4.32 – Злами №5 (а) та №6 (б) зразків з фрагмента II після випробувань на ударну в'язкість.

Загальний вигляд макрозламу зразка №6 свідчить про те, що напрямок його руйнування від концентратора, зорієнтованого вздовж товщини фрагмента II, радше збігався з напрямом вальцювання, бо на зламі виявили велику кількість поздовжніх розшарувань. І хоча розкриття їх берегів було значно меншим, ніж спостережене на зламі зразка №5, але їх рівномірний розподіл по всій товщині аналізованого фрагмента металопрокату доводить зв'язок цих розшарувань з текстурою сталі, яку визначає напрямок вальцювання. За такою фрактографічною особливістю вважали, що орієнтація зразка №6 відповідає поперечній. Окрім цього значення ударної в'язкості для цього зразка було більш ніж удвічі нижчим відносно зразка №5, що також відповідає загальним уявленням про взаємозв'язок між ударною в'язкістю та напрямом вальцювання [256].

Аналіз макрозламів підтвердив схильність до крихкого руйнування металу з полиці балки. На зламах і повздовжніх, і поперечних зразків спостерігали значну частку фасеток крихкого відколу, які проявлялися характерним яскравим блиском (рис.4.32 а, б). Губи витягування чіткіше проявилися на зламах повздовжніх зразків, що узгоджується з їх вищою ударною в'язкістю. Щодо стінки балки, то відзначили відносно в'язкий характер руйнування обох типів зразків. Особливістю макрозламу повздовжнього зразка є його текстурованість з незначною кількістю доволі глибоких макророзшарувань, які фрагментували переріз зразка на тонші прошарки, перетинки між якими руйнувались із ознаками витягування поперек напрямку вальцювання балки [256].

Отримані результати узагальнені на рис. 4.33. Згідно з даними (рис. 4.33 та табл. 4.7, табл. 4.8) значення міцності сталі обох ділянок балки є однаковими незалежно від напрямку вирізання зразків. Щодо характеристик пластичності, то виявили їх зміну, зокрема для поперечної орієнтації відносно видовження та звуження є нижчими порівняно з повздовжньою (рис. 4.33, а). Крім того, виявили, що відносно видовження та звуження металу поперечних зразків полицки балки є нижчими у 1,3 та 1.4 рази, а стінки у 1.1 та 1.3 рази, відповідно. Щодо опору крихкому руйнуванню сталі, то для полицки балки зафіксували його зниження у 1.4, а для металу стінки у 2.3 рази [256].

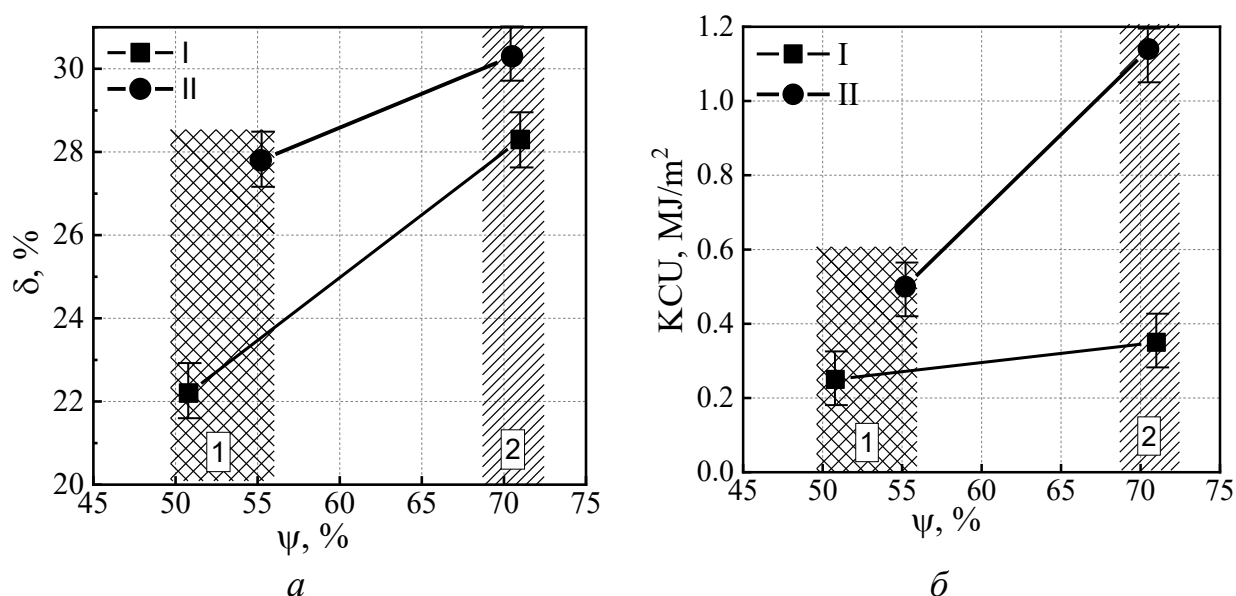


Рисунок 4.33 – Зв'язок між характеристиками пластичності сталі 15XCHD: (а) та між ударною в'язкістю і відносним звуженням (б), отримані на поперечних (1) та повздовжніх (2) зразках з полицки (I) та стінки (II) двотаврової балки

Отримані невідповідності властивостей сталі, а саме характеристик міцності, пластичності та опору крихкому руйнуванню з різних ділянок двотаврової балки повинні враховуватися під час розрахунків конструкцій на міцність [256].

Запас міцності, пластичності і опору крихкому руйнуванню сталі 15XCHD зі стінки балки дає підстави вважати її придатною для використання. Щодо її полицки, то характеристики міцності і пластичності не вийшли за межі регламентованих значень, але сталь виявилась схильною до крихкого руйнування,

що підтверджено низькими значеннями її ударної в'язкості (0,35 та 0,25 МДж/м² на поздовжніх та поперечних зразках, відповідно) відносно регламентованого 0,39 МДж/м² [256].

Наявність крихких елементів відколу на макрозламах зразків додатково підтвердила низький опір крихкому руйнуванню. Важливо зазначити, що попри незначні відмінності характеристик сталі балки незалежно від напрямку вирізання зразків на розтяг, її опір крихкому руйнуванню у поперечному напрямку є нижчим у 2.3 для металу стінки балки, та у 1.4 рази для полицки відносно поздовжнього. Цю невідповідність належить обов'язково враховувати у інженерних розрахунках реальних елементів конструкції.

Висновки до розділу 4

1. Подано розвинуту математичну модель розрахунково-експериментального методу визначення напружено-деформованого стану в стикових зварних з'єднаннях із кільцевим швом. Вона дає змогу застосовувати апроксимації залишкових пластичних деформацій у ширшому діапазоні їхнього існування. Зокрема величину та характер розподілу із врахуванням низькотемпературних структурних змін в матеріалах, що схильні до гартування.

2. Запропоновано підхід для кількісного врахування впливу змін структурно-фазового складу металу труби під дією термодформаційного циклу зварювання. Для визначення величини відхилення тарувальних коефіцієнтів різного термічного впливу застосовувалися зразки-імітатори, які нагрівали зі швидкістю відповідного процесу зварювання. Визначено початкові покази приладу магнітопружного методу для різних ділянок зони термічного впливу з'єднання з оптимальними параметрами режиму зварювання.

3. На підставі тривимірної теорії розглянуто математичну модель зварного з'єднання плоских елементів конструкцій прямолінійними швами. Такі з'єднання моделюються плоским шаром з прямолінійним швом з залишковими напруженнями. Методом безпосереднього інтегрування ключових рівнянь без

використання допоміжних потенціальних функцій в замкнутій формі отримано вирази для визначення компонент тензора напружень для множини заданих локалізованих в зоні шва несумісних залишкових деформацій.

4. Запропоновано розвинуту в роботі балково-оболонкову математичну модель, яка дає змогу розраховувати робочі зусилля в надземній ділянці трубопроводу залежно від висотного положення опорних елементів та можливих зміщень осі трубопроводу внаслідок податливості в перерізі опор, а також пружного деформування прилеглих підземних ділянок.

5. Вивчено особливості використання методики двопараметричного критерію руйнування матеріалів для розрахунку надземної ділянки магістрального трубопроводу та запропоновано метод врахування не лише навантажень від тиску та температури, а також осьових навантажень від балкової складової надземної ділянки. Виконано розрахунок міцності надземної ділянки за наявності півкільцевої тріщини в трубі та дії експлуатаційних навантажень.

6. Показано, що використання зварних ригелів під час ремонтно-відновлювальних робіт дає змогу враховувати умови експлуатації надземних ділянок. Проведено проектування та розрахунок ригеля двотаврового перерізу, а також вибір геометричних розмірів елементів для виконання надземного переходу із двома трубопроводами.

7. Проаналізовано структуру, механічні властивості та фрактографічні особливості руйнування арматурної сталі 25Г2С із залізобетонних балок тривалої експлуатації. Виявлено знеміцнення експлуатованої сталі поза регламентованим для неї діапазоном та незначну втрату пластичності, проте її ударна в'язкість стала вдвічі нижчою за рекомендоване значення.

8. Проаналізовано механічні властивості сталі 15ХСНД балки тривалого зберігання. Встановлено, що характеристики міцності та пластичності, а також опір крихкому руйнуванню сталі стінки балки відповідають регламентованим значенням. Запас міцності і пластичності сталі полиці у межах норми, але вона є схильною до крихкого руйнування, що підтверджено низькими значеннями її ударної в'язкості, а також наявністю крихких елементів на макрозламах зразків.

РОЗДІЛ 5 МЕТОДИ ПІДВИЩЕННЯ ПОКАЗНИКІВ НАДІЙНОСТІ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ ГНТС

5.1 Методика прогнозування показників міцності ГНТС

Натепер використання трубопровідної системи України характеризується складними експлуатаційними умовами, коли відбувається нерівномірне завантаження, коливання встановлених режимів роботи, часткові або й повні зупинки окремих ділянок, зокрема небезпечні аварійні перекриття транспортування енергоносіїв. Усі зазначені фактори у вітчизняних умовах характерні здебільшого для тривало-працюючих елементів, вузлів та конструкцій нафтогазового комплексу, що часто перевершують встановлені нормативні терміни використання. Складні економічні умови сьогодення відбиваються на технічному стані трубопровідного комплексу та його зосереджених об'єктів. Тому важливим є встановлення актуального технічного стану магістральних трубопроводів та його потенційно небезпечних ділянок типу зварних з'єднань, надземних ділянок тощо. Впровадження сучасних трубопровідних сталей, які характеризуються підвищеною міцністю завдяки складній системі легування та термомеханічного зміцнення обумовлює потребу здійснювати додаткові експериментальні вимірювання із подальшою математичною обробкою отриманих даних для встановлення впливу термічного циклу зварювання. Можливе застосування зварних швів із відмінними від основного металу труб фізико-механічними характеристиками, що ускладнює вивчення фізико-механічних характеристик, особливо в польових умовах.

З огляду на сказане вище, важливим і актуальним для наукового поступу та практичного використання в нафтогазовому комплексі є розроблення комплексних підходів до діагностування технічного стану об'єктів трубопровідного комплексу, які перебувають в експлуатації або потребують ремонтно-відновлювальних робіт із використанням зварювання. Відповідно до цього розроблено галузеву комплексну методику «Працездатність зварних з'єднань тривалоексплуатованих

трубопроводних систем та зосереджених об'єктів» (Додаток Г). В методиці подано такі розрахунки та вимірювання:

- розрахунок показників пошкоджуваності матеріалу зварних стиків трубопроводів, зокрема із високоміцних сталей за результатами вимірювання макротвердості;
- теоретико-експериментальне визначення розмірів зони термодформаційного впливу зварного з'єднання трубопроводних елементів;
- обчислення складових напруженого стану, зумовлених зварюванням в околі кільцевого зварного стику труб магістрального трубопроводу на підставі розвинутого експериментально-розрахункового методу;
- обчислення робочих напружень у балкових надземних переходах із врахуванням актуальних геометричних характеристик, податливості ґрунту та опорних елементів проміжних опор;

Метою виконання застосованих розрахунково-експериментальних підходів до оцінювання технічного стану є:

- оцінювання характеристик та пошкоджуваності матеріалу зварних стиків трубопроводів, зокрема із високоміцних сталей;
- встановлення розмірів зони термодформаційного впливу виконуваного зварного з'єднання трубопроводних елементів;
- визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного шва магістрального трубопроводу на підставі розвинутого експериментально-розрахункового методу;
- встановлення робочих напружень в зосереджених об'єктах типу балкових надземних переходів із врахуванням актуальних геометричних характеристик, податливості ґрунту та опорних елементів проміжних опор.

Основні положення запропонованих математичних моделей, методик їхнього практичного застосування, опис функціонування розробленого програмного забезпечення та його характеристика подані нижче у відповідних розділах комплексної методики (Додаток Г).

5.1.1. Застосування методу ЛМ-твердості для вивчення металу трубного стику на підставі виміряних значень макротвердості. Зважаючи на особливості будови зварного з'єднання, отриманого шляхом розплавлення основного матеріалу труб та присадного матеріалу електродного дроту, потрібно застосовувати відповідні методики реалізації вимірювань. Зокрема відомо [132], що в околі зварного шва спостерігаються структурні та деформаційні зміни, які обумовлені термічною дією зварювального джерела нагрівання. Особливо це актуально у разі високоміцних сучасних трубних сталей, де під час виготовлення матеріали зазнають спеціальних термомеханічних зміцнювальних процесів. Застосовувані зварні шви [42, 43] можуть мати відмінні властивості від основного металу. Тому потрібно оцінити ці зміни щодо встановлення неоднорідних фізико-механічних характеристик та подати висновки щодо характеристик отримуваних зварних стиків труб як на стадії виготовлення нових трубопроводів, так і під час обстеження тривалоексплуатованих конструкцій.

5.1.1.1 Основні положення та математичні співвідношення ЛМ-методу. Відомо, що руйнівні методи діагностування характеристик матеріалу дають найдостовірнішу інформацію. Однак, на практиці такі підходи не завжди застосовні для нових конструкцій або у разі потреби періодичного контролю для вже наявних трубопровідних систем. Тому застосовують різноманітні методи неруйнівного контролю, які дають змогу здійснювати контроль фізико-механічних характеристик матеріалу та судити за їхніми показниками про реальний стан конструкції. Одним із таких підходів є відомий в промисловості [68, 262, 263] ЛМ-метод, що розроблений під керівництвом академіка Лебедева А. А. [68, 262, 263] та широко використовується в різних галузях промисловості. Він дає змогу за результатами вимірювання макротвердості матеріалу оцінювати його однорідність та схильність до пошкоджуваності. Метод можна зарахувати до квазінеруйнівних, оскільки він потребує багатократного контактування з досліджуваними поверхнею труб та їхніх зварних з'єднань. Отриманий масив значень макротвердості є основою для подальших обчислень. Відповідно до [68, 262, 263], варто зазначити, що принципово важливим є використання саме методу вимірювання макротвердості за

шкалою Брінеля, Роквели чи Вікерса, коли індентор твердоміра охоплює деяку площу досліджуваного матеріалу. Тут вдається реалізувати умови, що близькі до досліджень на тріщиностійкість [68, 262, 263]. Зокрема в місці втиснення індентора виникають напруження розтягу, які створюють умови для виникнення радіальних, осьових та бічних тріщин [262, 263]. Встановити пряму залежність між величиною макротвердості та схильністю матеріалу до пошкоджуваності є складно, частково це було досягнуто в лабораторних умовах для обмеженого класу крихких матеріалів [68, 262, 263]. Достовірнішу оцінку вдається отримати з вивченням показників розсіювання вимірної твердості матеріалу на його пошкоджуваність за абсолютними значеннями скінченної кількості вимірювань. Застосування цього методу отримало підтвердження в залізничному транспорті для вуглецевих та низьколегованих матеріалів [263], авіабудуванні для пластичних матеріалів [264], машинобудуванні для технологічних оброблювальних операцій [131], енергетиці для легованих реакторних сталей [262] тощо. Однак для зварних з'єднань із різними типами зварних швів сталей підвищеної міцності, за доступною інформацією авторів, така методика вперше описана в роботі [68]. Тут показано, що розсіювання вимірної макротвердості дає змогу встановити залежність між показниками однорідності матеріалу та різними ділянками зварного з'єднання – від зварного шва до зони термічного впливу та основного матеріалу. До основних показників однорідності матеріалу, які визначаються на підставі встановленої кількості (n) вимірних значень твердості (H_i), належать такі [68, 262, 263]:

- коефіцієнт гомогенності матеріалу (коефіцієнт Вейбулла) зварного стику:

$$m = 0,4343 d_n \left[\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n \left(\lg(H_i) - \overline{\lg^2(H)} \right) \right]^{-1/2}, \text{ де } d_n - \text{параметр, що залежить від кількості вимірювань } (n); \overline{\lg^2(H)} - \text{усереднене значення твердості};$$

- константа матеріалу, яка залежить від розмірів наявних дефектів та досліджуваного об'єкту: $A_m = \left(\frac{m+2}{4m+4} \right)^{\frac{1}{m}}$. Відповідно до [262] прийнято, що для

крихких матеріалів, які містять гострі мікро- та макротріщини, значення A_m перебуває у межах від 0,65 до 0,85;

- технологічна пошкоджуваність матеріалу зварного з'єднання:

$$D = \frac{m_{matr} - m_i}{m_{matr}}, \text{ де } m_{matr}, m_i - \text{коефіцієнти гомогенності основного матеріалу та}$$

досліджуваного в і-му перерізі зварного з'єднання;

- інтенсивність зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу

зварного з'єднання: $j_D = \frac{m_{matr} - m_i}{m_i};$

- коефіцієнт варіації, що визначає ступінь розсіювання встановлених значень твердості матеріалу в зварному з'єднанні відносно усередненої величини

$$- (\bar{H}) \text{ значень твердості: } \nu = \frac{\sqrt{\frac{1}{n-1} \cdot \sum_{i=1}^n (H_i - \bar{H})^2}}{\bar{H}}.$$

Відповідно до рекомендацій спеціальної літератури [262], для більшості конструктивних матеріалів, що використовуються в промисловості, величина коефіцієнта Вейбулла (m) має бути більше 10 ($m > 10$). Це вказує на однорідність матеріалу та забезпечує його міцність навіть для крихких матеріалів із відхиленням не більше 10 % [131, 262]. У разі різнорідних матеріалів, доцільнішим є використовувати параметр константи матеріалу (A_m). Він характеризується відносним значенням, що перебуває у межах від 0 до 1,0. Критичною величиною є 0,878, яка встановлена на основі прийнятого вище значення 10 для коефіцієнта Вейбулла.

Також цей метод застосовний для встановлення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу, зумовленого термічною дією зварювального процесу на основний метал зварного трубного стику. Це здійснюється на підставі аналізу графічних залежностей наведених вище показників однорідності матеріалу відносно осі зварного шва трубного стику.

5.1.1.2 Основні етапи реалізації LM-методу для зварного стику трубної сталі. Оскільки пропонується для діагностування пошкоджуваності матеріалу

зварних з'єднань [68] LM-метод обумовлює визначення твердості в кількості не менше 25 – 30 вимірювань для розглянутого матеріалу, то у разі вивчення зварних стиків пропонуємо такий підхід:

- виконується попереднє очищення поверхні розглянутого зварного стику труб на величину не менше 45 – 50 мм від вісі зварного шва;

- здійснюється механічне зачищення до блиску поверхні металу труб на зварному шві та прилеглих до нього ділянок основного металу (орієнтовна величина R_a 2,5 – R_a 3,2);

- проводиться операція примусового хімічного травлення підготовленої поверхні за допомогою спеціального окислювального середовища типу 4 % розчину азотної кислоти в етиловому спирті; це дає змогу ідентифікувати розміри зварного шва та виділити характерні ділянки зварного з'єднання: зварний шов, зона сплавлення, зона термічного впливу, основний метал;

- здійснюється побудова системи еквідистантних перерізів відносно осі зварного шва: геометричне місце точок (лінії) на встановленій відстані від осі зварного шва; нанесення ліній має бути контрастним щодо поверхні стику та зазвичай реалізується графічно за допомогою фарби, графітового стержня тощо. Приймається орієнтовна відстань між окремими лініями 5,0 мм. Треба врахувати наявність зони сплавлення, де перехідні властивості металу шва та основного металу будуть істотно відмінними;

- виконується вимірювання твердості матеріалу зварного стику вздовж нанесених ліній еквідистантних перерізів; застосовується метод твердості, що відповідає розглядуваному матеріалу та охоплює орієнтовні показники твердості: Брінеля, Роквела, Вікерса; вимірювання твердості може здійснюватися як стаціонарними пристроями, так і переносними приладами, що ґрунтуються на встановленні деяких фізичних характеристик; згідно з літературними даними [68, 262 – 265] застосовними є переносні твердоміри динамічної дії або ультразвукові твердоміри;

- для кожного еквідистантного перерізу встановлюються показники однорідності матеріалу типу коефіцієнта гомогенності матеріалу (коефіцієнт

Вейбулла); константи матеріалу; технологічної пошкоджуваності матеріалу; інтенсивності зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу; коефіцієнта варіації тощо;

- здійснюється побудова по нормалі відносно осі зварного шва зміни коефіцієнта гомогенності матеріалу; константи матеріалу; технологічної пошкоджуваності матеріалу; значення інтенсивності зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу та коефіцієнта варіації;

- оцінюються лінійні розміри та характер пошкоджуваності матеріалу розглянутого зварного трубного стику;

- визначаються лінійні розміри зони термдеформаційного впливу та її характерні ділянки за відомими розподілами коефіцієнта гомогенності матеріалу (коефіцієнт Вейбулла); константи матеріалу; величини технологічної пошкоджуваності матеріалу; значення інтенсивності зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу та коефіцієнта варіації по нормалі відносно осі зварного шва.

Отримані результати заносяться у відповідний журнал обстеження зварного стику труб та є одним із елементів прогнозування міцності та довговічності розглянутого зварного стику магістрального трубопроводу.

5.1.1.3 Застосування ЛМ-методу для зварного стику трубної сталі із аустенітним зварним швом. Для набуття практичних навичок застосування методу ЛМ-твердості нижче розглянуто неоднорідний за характеристиками зварний стик трубної високоміцної сталі. Зокрема застосовується високоміцна сталь трубного типу у поєднанні із пластичним зварним швом аустенітного типу. Результати вимірювання макротвердості за шкалою HRC (алмазна пірамідка із зусиллям втиснення 150 кг) в околі зварного з'єднання високоміцної сталі трубного типу наведено в додатках (Додаток Д).

Крок між окремими лініями еквідистантних перерізів основного металу та зони термічного впливу відносно осі зварного шва сягав 5 мм. Відстань між віссю шва та першою лінією еквідистантного перерізу у зварному шві, що максимально наближена до зони сплавлення із основним металом, сягала 10 мм. Отже

виконувалися вимірювання по семи лініях та зварний шов. Загальний вид досліджуваного взірця показано на рис.5.1.

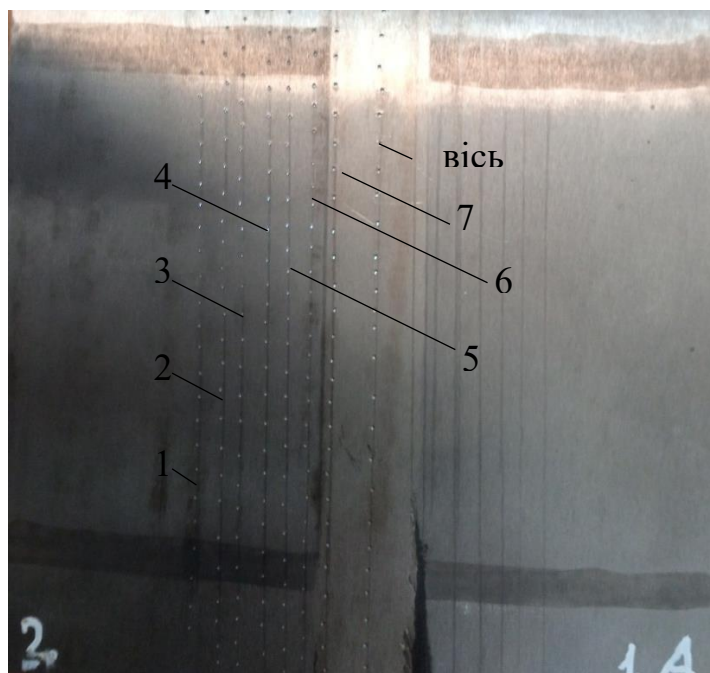


Рисунок 5.1 – Загальний вид досліджуваного взірця зварного стику високоміцної сталі трубного типу, виконаного аустенітним швом

Тут (рис.5.1) показано підготовлену до досліджень поверхню із нанесеними лініями еквідистантних перерізів. Нумерація прямих виконувалася поперек зварного шва та була такою: лінія еквідистантного перерізу 1 найвіддаленіша, лінія 6 – орієнтовно границя зони сплавлення із боку основного металу, лінія 7 – орієнтовна границя зони сплавлення із боку зварного шва. Центральна частина зварного шва позначена як вісь шва. Належить зазначити, що аустенітна структура зварного шва, яка виконана із високолегованого присадного дроту типу X18H10T, залишилася після поверхневої підготовки без змін.

Дані проведених обчислень, що реалізують LM-метод за результатами вимірювання макротвердості за шкалою HRC та встановлені показники критерію однорідності матеріалу у еквідистантних перерізах зварного з'єднання із аустенітним зварним швом, упорядковано та подано у табл.5.1. Надалі ці дані використовувалися для встановлення показників пошкоджуваності матеріалу та вивчення їхньої динаміки від вісі зварного шва. Детально програмне забезпечення виконано в математичному редакторі Mathcad (Додаток E).

Таблиця 5.1 – Середні значення макротвердості та параметри критерію однорідності матеріалу зварного з'єднання

Положення еквідистантних перерізів відносно вісі зварного шва (переріз)	Середня макротвердість, од. HRC	Параметри критерію однорідності матеріалу				
		Коефіцієнт варіації v	Коефіц. гомогенності Вейбулла a (m)	Параметри, пов'язані з коефіцієнтом гомогенності Вейбулла (m)		
				Константа матеріалу A_m	Технологічна пошкоджуваність D	Інтенсивність зростання технологічн. пошкодж. j_p
Вісь зварного шва	12,64	29,68	4,04	0,742	0,92	11,868
Переріз 7 (10 мм)	17,76	23,96	4,84	0,776	0,91	9,75
Переріз 6 (15 мм)	47,00	10,78	10,34	0,882	0,80	4,03
Переріз 5 (20 мм)	46,96	6,94	15,68	0,919	0,70	2,32
Переріз 4 (25 мм)	51,84	5,06	21,89	0,940	0,58	1,38
Переріз 3 (30 мм)	53,24	3,69	29,79	0,956	0,43	0,75
Переріз 2 (35 мм)	54,20	3,914	27,85	0,953	0,46	0,87
Переріз 1 (40 мм)	55,00	4,39	24,89	0,947	0,52	1,09

На підставі опрацювання результатів табл. 5.1 побудовано графіки динаміки зміни основних показників для характеристики критерію однорідності матеріалу аустенітного зварного шва, що показано на рис. 5.1 – 5.4. Зокрема нижче подано абсолютні значення та їхню зміну по нормалі до осі шва таких показників: коефіцієнт гомогенності матеріалу; константа матеріалу; величина технологічної пошкоджуваності матеріалу; інтенсивність зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу та коефіцієнт варіації. Також показано характерні тенденції зміни щодо однорідності структури матеріалу та його пошкоджуваності.

Середні значення поверхневої макротвердості в зварному з'єднанні (рис. 5.1) змінюються від HRC 12,64 у перерізі по вісі зварного шва до HRC 55 на відстані 40 мм, а на відстані до 15 мм від вісі зварного шва (перерізи 7, 6) ця зміна відбувається стрімко: від HRC 12,64 до HRC 47. Це пояснюється значною неоднорідністю

поверхневого шару у перерізах, розташованих у безпосередній близькості до вісі зварного шва, та схильністю до її технологічної пошкоджуваності у розглядуваних перерізах. У перерізах, розташованих на відстанях від 15 до 40 мм від вісі зварного шва, поверхнева мікротвердість змінюється рівномірніше: від HRC 47 до HRC 55 (рис. 5.1), і на відстані 40 мм від вісі зварного шва відповідає середній мікротвердості основного матеріалу.

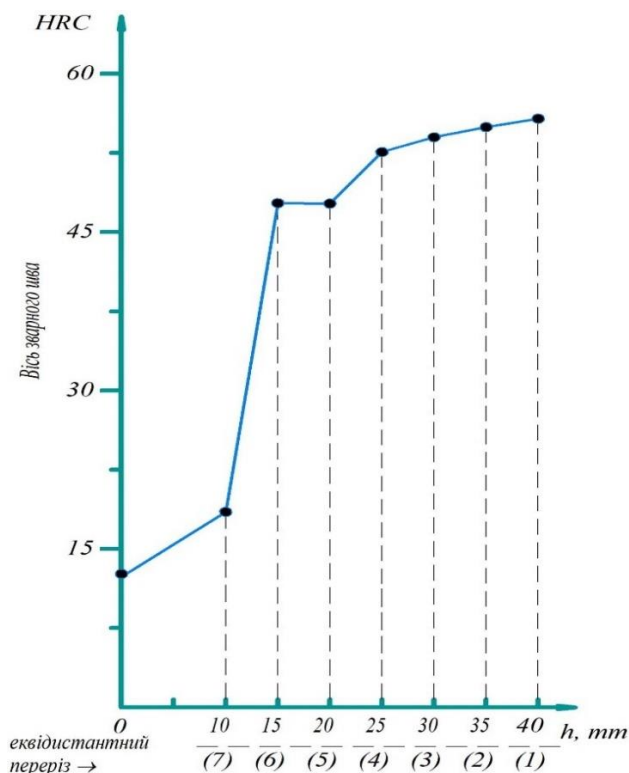


Рисунок 5.1 – Динаміка зміни середньої макротвердості (HRC) в зоні зварного аустенітного шва

Поверхневий шар матеріалу у перерізі по вісі зварного аустенітного шва характеризується незадовільними параметрами гомогенності, які відповідають стану структурно неоднорідного матеріалу (рис. 5.2). Зокрема, за значеннями коефіцієнта варіації $v=29,68\%$ (рис. 5.2, а); коефіцієнтом гомогенності Вейбулла $m=4,04 < 10$ (рис. 5.2, б); константою матеріалу $A_m=0,742 < 0,83$ (рис. 5.3); технологічною пошкоджуваністю $D=0,92$ (92 %) (рис. 5.4, а), інтенсивністю зростання технологічної пошкоджуваності $j_D=11,87$ (рис. 5.4, б).

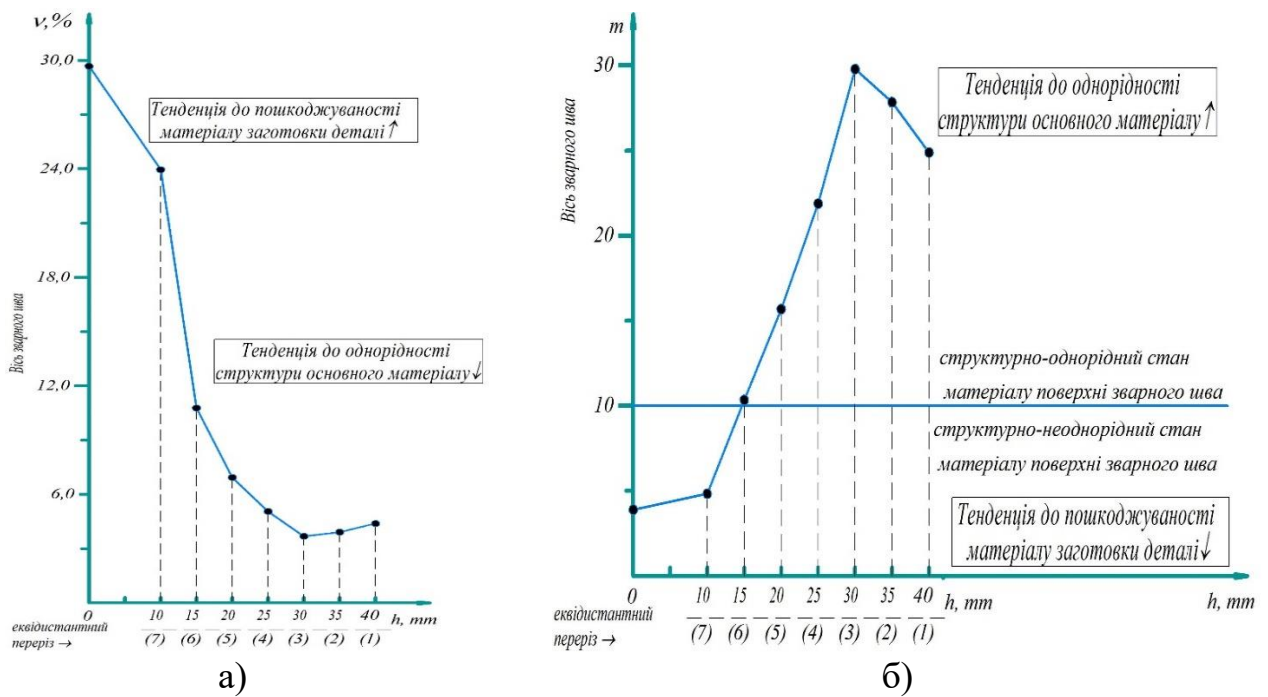


Рисунок 5.2 – Динаміка коефіцієнта варіації (v) а) та коефіцієнта гомогенності Вейбулла (m) б) в зоні зварного аустенітного шва

Поверхневий шар матеріалу розташований на відстані до 10 – 15 мм від осі зварного шва, що охоплює контрольовані перерізи 7, 6 (рис. 5.2 – 5.4), відповідає стану структурно неоднорідного матеріалу та визначається низькою однорідністю поверхні і її високою схильністю до технологічної пошкоджуваності. У перерізі 7 значення показників критерію однорідності поверхні змінюються порівняно із відповідними значеннями по осі зварного шва, зокрема, коефіцієнт варіації v зменшується з 29,68 % до 23,96 % (рис. 5.2, а); коефіцієнт гомогенності Вейбулла m зростає з 4,04 до $m=4,84 < 10$ (рис. 5.2, б); константа матеріалу A_m зростає з 0,742 до $A_m=0,776 < 0,83$ (рис. 5.3).

Значення технологічної пошкоджуваності D та інтенсивності її зростання зменшуються відповідно з 0,92 (92 %) до 0,91 (91 %) (рис. 5.4, а) і з 11,87 до 9,75 (рис. 5.4, б).

Поверхневий шар зварного аустенітного шва у перерізі 6 характеризується майже відповідним до структурно-однорідного стану матеріалу, які описуються такими параметрами показників однорідності поверхні (рис. 5.2 та рис. 5.3). Це можна судити за значеннями коефіцієнта варіації $v=10,78$ % (рис. 5.2, а);

коефіцієнтом гомогенності Вейбулла $m=10,34 > 10$ (рис. 5.2, б); константою матеріалу $A_m=0,882 < 0,83$ (рис. 5.3); технологічною пошкоджуваністю $D=0,80$ (80 %) (рис. 5.4, а), інтенсивністю зростання технологічної пошкоджуваності $j_D=4.03$ (рис. 5.4, б).

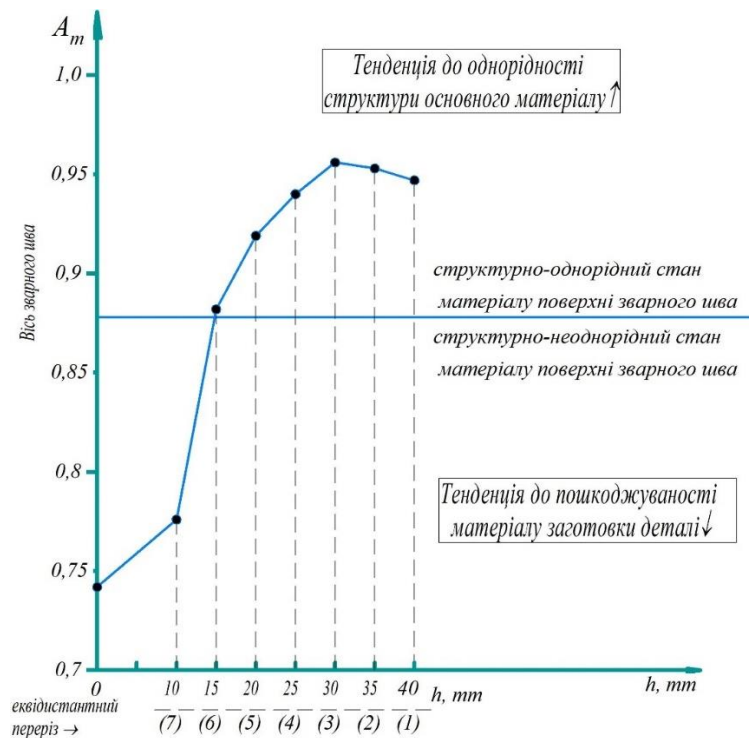


Рисунок 5.3 – Динаміка зміни константи матеріалу A_m в зоні зварного аустенітного шва

У перерізах 5, 4, 3, розташованих відповідно на відстані 15, 20 і 25 мм від вісі аустенітного шва (рис. 5.1), спостерігається покращання однорідності поверхневого шару матеріалу, що характеризується зміною значень (перерізи 5–3), зокрема, коефіцієнта варіації v з 6,94 % до 3,69 % (рис. 5.2, а); коефіцієнта гомогенності Вейбулла з 15,68 до $m=29,79 < 10$ (рис. 5.2, б); константи матеріалу A_m з 0,919 до $A_m=0,956 < 0,83$ (рис. 5.3). Значення технологічної пошкоджуваності D та інтенсивності її зростання зменшуються відповідно з 0,70 (70 %) до 0,43 (43 %) (рис. 5.4, а) і з 2,32 до 0,75 (рис. 5.4, б).

У перерізах 2 і 1, розташованих відповідно на відстані 30 і 35 мм від вісі аустенітного шва (рис. 5.1), відбувається незначне погіршення однорідності поверхневого шару матеріалу, що характеризується зміною значень відповідних

показників у перерізі 1 порівняно із перерізом 3, зокрема, коефіцієнт варіації v зростає з 3,69 % до 4,39 % (рис. 5.2, а); коефіцієнт гомогенності Вейбулла зменшується з 29,79 до 24,89 (рис. 5.2, б); константа матеріалу A_m зменшується з 0,956 до $A_m=0,947$ (рис. 5.3). Значення технологічної пошкоджуваності D та інтенсивності її зростання зростають відповідно з 0,43 (43 %) до 0,52 (52 %) (рис. 5.4, а) і з 0,75 до 1,09 (рис. 5.4, б).

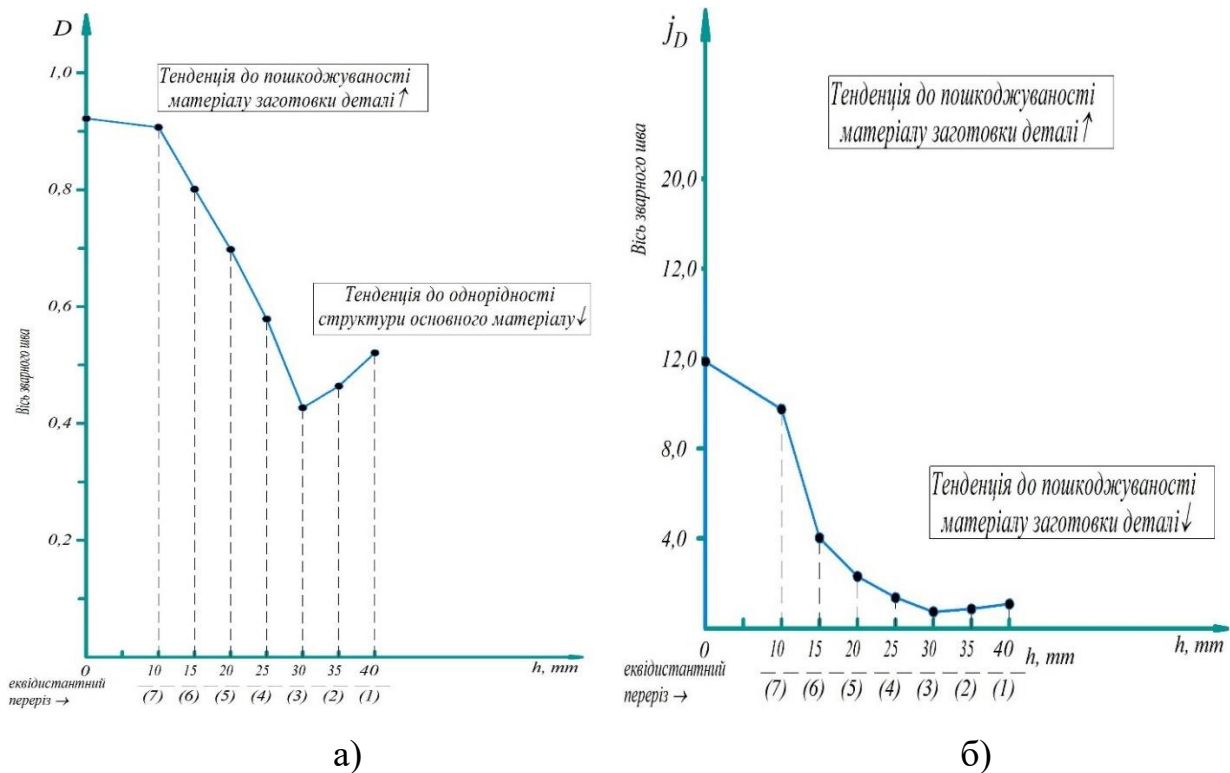


Рисунок 5.4 – Динаміка зміни технологічної пошкоджуваності D а) і інтенсивності зростання технологічної пошкоджуваності J_D б) в поверхневих шарах матеріалу заготовки під час його механічного оброблення

Отже, виконуючи вимірювання в еквідистантних перерізах відносно вісі зварного шва на відстані до 40 мм, можна оцінити структурну однорідність матеріалу. Відмінні від основного матеріалу фізико-механічні характеристики не впливають на отримувані результати. Вимірювання в польових умовах та порівняння результатів із взірцевими зварними стиками дає інформацію про якість виконаного зварювання, дотримання встановлених параметрів режиму та забезпечуваність встановленої якості стиків труб.

Аналіз отриманих результатів показує, що на відстані від осі зварного шва орієнтовно 30 мм спостерігається локальний максимум визначених параметрів критерію однорідності: коефіцієнта гомогенності матеріалу; константи матеріалу; величини технологічної пошкоджуваності матеріалу; значення інтенсивності зростання технологічної пошкоджуваності матеріалу та коефіцієнта варіації по нормалі відносно осі зварного шва. Зокрема тут відбувається локальне зростання тенденції до однорідності структури матеріалу та зменшення пошкоджуваності матеріалу. Тут, найімовірніше, відбувається зміна характеристик зони термодформаційного впливу, типу границі розмірів зони пластичних деформацій чи ділянки із стискальними напруженнями для високоміцних сталей. Отримана інформація надалі застосовується для обчислення залишкового напружено-деформованого стану зварного стику труб із високоміцної сталі.

5.1.2 Зона термодформаційного впливу зварного з'єднання трубопровідних елементів. Відомо [27, 65], що внаслідок термічного зварювального впливу на матеріал трубопроводу в ньому формуються залишкові напруження. Такі залишкові напруження локалізовані в околі зварного шва та під час вивчення експериментальними методами складно ідентифікуються через свою градієнтність та малі розміри, порівняно із скануючими давачами дослідних приладів. Застосовують також розрахункові методи, які ґрунтуються на встановленні розмірів зони термодформаційного впливу та подальшому моделюванні за цими даними розподілу залишкових напружень [27, 65]. Однак вони часто є наближеними через прийняті припущення щодо фізичних властивостей матеріалу, характеру формування термопружних напружень та залишкових деформацій, ідеалізацію прийнятих до розрахунку умов, реалізації зварювальних процесів тощо. Питання встановлення таких напружень у разі вивчення трубопровідних конструкцій після тривалої експлуатації ще не достатньо вивчені. Для тривалоексплуатованих конструкцій є невідомими параметри режиму зварювання, техніка виконання зварювання, кількість та порядок накладання зварних швів та низка інших факторів, що визначають властивості зварного з'єднання. Усі ці фактори разом врахувати є складно, особливо під час встановлення розмірів зони термодформа-

ційного впливу в околі зварного шва. Тому застосовують комплексні підходи, що ґрунтуються на використанні доступних даних та відповідних математичних моделей [16]. Передусім така інформація є важливою для визначення залишкових напружень, які виникають внаслідок дії термодформаційного циклу зварювання. Довільна доступна інформація про першоджерело залишкових напружень, а саме зону термодформаційного впливу, є важливою у цьому методі. Збільшення доступних даних про зону термодформаційного впливу лише підвищує подальший розрахунок залишкових напружень та точність їхнього відображення.

5.1.2.1 Загальні положення та обґрунтування застосування методики. Запропонована методика встановлення лінійних розмірів зварного стику труб ґрунтується на комплексному експериментально-розрахунковому вивченні зварного стику та визначенні розмірів зони термічного впливу. Тут здійснюється обчислення розмірів зони термодформаційного впливу за отриманими експериментальними даними про зону термічного впливу. Отже для розкриття особливостей реалізації розглянутої методики доцільно розділити зазначені вище два поняття:

- зона термічного впливу зварного стику;
- зона термодформаційного впливу.

Перша, зона термічного впливу, обумовлена структурними змінами від нагрівання вище критичної точки початку структурних перетворень в процесі зварювання. Ця температура для залізо-вуглецевих сталей трубного класу орієнтовно мінімально сягає від 727°C до 750°C [132]. Зона термодформаційного впливу охоплює зону термічного впливу, а також ділянки металу, які нагрівалися вище критичної температури початку втрати міцнісних властивостей металу. Тобто під час встановлення розмірів ЗТДВ, треба брати до уваги те, що зміни структури за своєю природою є не лише “температурними”, а й “деформаційними”. Останні пов’язані з макро- та мікропластичним деформуванням під дією термодформаційного циклу зварювання [134]. Для низьковуглецевих та низьколегованих сталей приймається, що це критична температура від 500°C і вище. Тобто, на момент досягнення температури 500°C пружна деформація має

незмінну величину, а надалі зменшується за лінійним законом і прямує до нуля за температури 600 °C [134, 136]. Отже, завдяки температурному фактору маємо складову пластичної деформації. Така часткова ідеалізація зміни пружних характеристик матеріалу під час його нагрівання дає змогу визначити розміри зони термодформаційного впливу.

Відомо [133], що використовуючи математичний апарат теорії зварювальних процесів, можна обчислити розподіл температур в усьому діапазоні дії зварювального джерела в околі зварного шва. Звідси, можна використати підхід розв'язання оберненої задачі [16, 27], коли за доступними експериментальними даними розв'язують математичну задачу та встановлюють невідомі характеристик процесу. Тобто, вимірюючи лінійні розміри зони термічного впливу на підставі вивчення підготовленої поверхні мікрошліфа [265] зварного стику труб, можна відшукати розміри ділянки із термодформаційним впливом зварювального джерела. Ідентифікація зони сплавлення зварного шва та основного металу здійснюється на підставі підходів, що рекомендовані в спеціальній літературі [266, 267]. Отже, використовуючи дані про структурно-фазові характеристики матеріалу зварного стику труб, його фізико-хімічні властивості, а також результати експериментальних вимірювань зони термічного впливу, можна встановити лінійні розміри зони термодформаційного впливу в стику труб.

5.1.2.2 Методика вимірювання зони термодформаційного впливу зварного стику труб за реальних умов. Зі застосуванням методики встановлення зони термодформаційного впливу треба враховувати потребу попередньої підготовки зварного стику труб для металографічних досліджень. Зокрема доцільно виконати такі операції:

- провести попередню підготовку ділянки основного в околі зварного стику на величину не менше 30 мм від краю зварного шва шляхом механічного зачищення, шліфування та полірування відповідно до вимог підготовки поверхонь мікрошліфів для оптичних металографічних вимірювань;

- за допомогою переносного оптичного металографічного мікроскопа здійснити ідентифікацію характерних ділянок основного металу зони термічного

впливу зварного з'єднання труб від зони сплавлення із зварним швом по нормалі до його осі; визначені ділянки мають встановлювані лінійні розміри, які сумарно визначають лінійний розмір зони термічного впливу;

- для визначених розмірів зони термічного впливу обчислити деяку «умовно приведену» погонну енергію зварювання, що може призвести до таких лінійних розмірів, які встановлені експериментально на мікрошліфі стику труб; тобто тут реалізується обернена задача на підставі теорії зварювальних процесів, але можна врахувати реальну технологію виконання з'єднання; досліджувана зона термодформаційного впливу охоплює експериментально визначену зону термічного впливу – частину основного металу, в якій зміна структури має температурний характер;

- для визначеної наведеної погонної енергії зварювання, яка призвела до встановлених розмірів зони термічного впливу, обчислюють розміри ділянки основного металу зварного з'єднання, яка перебувала вище температур, коли виникають пластичні деформації в з'єднанні; як вказувалося вище, це температура від 500°C і вище для залізо-вуглецевих сплавів;

- отримані лінійні розміри перевищують величину зони термічного впливу та дають інформацію про зону термодформаційного впливу.

Встановлена величина зони термодформаційного впливу надалі використовується для визначення характеристик напруженого стану в околі зварного стику труб.

Як приклад, нижче розглянуто випадок зварного стику труб із низьколегованої низьковуглецевої трубної сталі марки 17 ГС [136]. Товщина стінок труб (δ) – 15 мм, а зварювання виконувалося дуговим способом за три проходи. Досліджувана ділянка поверхні зварного з'єднання була підготовлена як мікрошліф відповідно до вимог реалізації металографічного аналізу. Далі використовуючи оптичний металографічний мікроскоп було експериментально визначено, що розміри зони термічного впливу цього зварного з'єднання труб сягають 7,1 мм.

Далі використовуємо вираз, що описує поширення тепла у тонкій пластині лінійним рухомим джерелом, згідно з рекомендацією теорії зварювальних процесів.

Кінцева розрахункова формула максимальної температури (T) термічного циклу зварювання заданої точки має вигляд:

$$T = \frac{0,242 \cdot q_u}{c_p \cdot V_{зв} \cdot \delta \cdot y} \cdot \left(1 - \frac{b \cdot y^2}{2 \cdot a} \right) + T_0, \quad (5.1)$$

де c_p — об'ємна теплоємність металу, Дж/(м³ · град); b — коефіцієнт температуровіддачі, с⁻¹; T_0 — температура навколишнього середовища, °С; y — величина встановлюваних лінійних розмірів, м.

Тоді на підставі експериментальних даних про встановлений розмір зони термічного впливу ($y = 7,1$ мм) та мінімально допустиму величину температури для формування цієї зони для розглядуваного класу сталей (в роботі прийнято $T = 750$ °С) можна встановити значення питомої погонної енергії зварювання. Після застосування формули (5.1), встановлено, що питома енергія процесу дорівнює $\frac{q_u}{V_{зв}} = 15,77$ кДж/см. Звідси, для відомої питомої енергії зварювання ($\frac{q_u}{V_{зв}} = 15,77$ кДж/см) прийнятого значення мінімальної температури зони термодформаційного впливу ($T = 500$ °С) можна обчислити параметр величину лінійних розмірів зони термодформаційного впливу (згідно з виразом 5.1 це параметр y).

Отже, використовуючи формулу (5.1) було встановлено, що розмір зони термодформаційного впливу розглянутого трубного стику сягав 10,63 мм. Отримане значення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу надалі застосовується при моделюванні та визначенні характеристик напруженого стану в зварному стику труб.

5.1.3 Залишкові напруження в околі кільцевого зварного шва магістрального трубопроводу та їх оцінювання на підставі експериментально-розрахункового підходу. Залишкові напруження зумовлені технологічним циклом зварювання стиків труб магістральних трубопроводів є особливо небезпечними у поєднанні із експлуатаційними навантаженнями в околі поверхневих дефектів типу тріщин. Тут відбувається додатковий вплив на береги тріщин та статична міцність і

довговічність елементів істотно зменшується. Тому знання рівня залишкових напружень, особливо для тривалоексплуатованих магістральних трубопроводів, є важливим для встановлення залишкового ресурсу та рівня прийняття управлінських рішень.

5.1.3.1 Особливості формування залишкових напружень в зварному стику труб із врахуванням фізико-механічних характеристик матеріалу. Питання особливостей формування залишкового напружено-деформованого стану зумовленого технологічним процесом зварювання в стику труб магістрального трубопроводу достатньо широко розкрито в спеціальній літературі [16, 17, 65]. Особливо варто зазначити, що нерівномірність нагрівання матеріалу труб внаслідок зварювального процесу у поєднанні із особливостями конструктивної форми виконання труби для нафтогазопровідної галузі обумовлює складний характер напружень порівняно із звичним для стикових з'єднань пластин.

Замкнена форма конструкції труби в кільцевому напрямку у поєднанні із тонкостінним характером для магістральних трубопроводів обумовлює усадкові явища (просідання) розплавленого зварного кільцевого шва, термопластичні деформації в околі зварного шва та деякий вигин оболонки в радіальному напрямку. Якщо проаналізувати цей вигин і його вплив на характер залишкових кільцевих напружень на поверхнях труби, то можна побачити, що на зовнішній поверхні вони є меншими, а на внутрішній значно вищими. Внаслідок зварювання виникають значні пластичні деформації стиску, що призводять до залишкових напружень розтягу. Для малих діаметрів оболонок радіальний прогин може бути достатньо значним (до 10 – 12 % залежно від режиму зварювання), але для труб магістральних трубопроводів такий вигин є значно менший. Для оболонок, де переміщення в радіальному напрямку є пружними та незначними, основний вплив на формування залишкових напружень мають кільцеві пластичні деформації лише від зварювання, які для розглянутого шва є повздовжніми, а для стику труб є поперечними. Вони є значно вищими, порівняно із повздовжніми деформаціями відносно осі зварюваних труб, та є небезпечними щодо додавання до експлуатаційних навантажень. Саме такий характер напружень (кільцевий) є одним із головних чинників розвитку

повздожніх тріщин (зокрема магістральних) в трубах із внутрішнім тиском. Для трубопроводів, виготовлених у 60-х – 80-х роках минулого століття, максимальні напруження локалізовані в околі осі зварного шва із поступовим затуханням в перпендикулярному напрямку (по твірні труби). Ці залишкові кільцеві напруження мають коливний характер, із можливістю зміни знаку на протилежний та швидко затухають [16, 17, 65]. На відміну до кільцевих, осьові напруження в таких сталях є значно меншими та мають протилежний за знаком розподіл залежно від поверхні: на зовнішній поверхні труби вони є розтягальними, а на внутрішній стискальними.

Для товстостінних елементів, де шви є багатопрхідними та присутня спеціальна торцева розробка кромek труб, додається ще вплив поперечного просідання зварного шва. Тонкостінність труб для магістральних трубопроводів не дає змоги розвинути напруження за товщиною. Тому тут найбільш застосовною є теорія тонкостінних оболонок та математичний апарат для її реалізації. Застосування трубних сталей підвищеної міцності призводить до істотної відмінності в характері розподілу описуваних вище напружень. Обумовлено це низкою факторів, що передусім залежать від структурно-фазового складу як основного металу, так і зварювального шва. Сучасні високоміцні трубні сталі мають складну систему легування та складну термомеханічну обробку після їхнього виготовлення [42, 43, 68]. Ці фактори забезпечують дрібнодисперсність структури основного металу та підвищені характеристики міцності. Однак такі високоміцні матеріали «чутливі» до термічного впливу внаслідок процесу зварювання. Можливе виникнення непрогнозованих структурних перетворень, які характеризуються відмінним питомим об'ємом металу, порівняно із основним металом труби. Такі процеси будуть супроводжувати не лише під час нагрівання, а також охолодження. За порівняно низьких температур, коли структурні перетворення відбуваються за температур нижчих від критичних значень (нижче критичної точки A_{r1}), зокрема структур гартування типу мартенситу. Тому можливе зменшення залишкових розтягальних напружень із переходом до стискальних в навіколошовних ділянках.

Такий тип високоміцних сталей часто потребує зварювання пластичними зварними швами із структурою типу аустеніту [42, 43, 68, 267]. Це дає змогу

отримати шви із високою пластичністю та витривалішими до втомних навантажень. Останні є характерними у разі коливання температур внаслідок добових, сезонних чи ремонтних змін режимів роботи щодо транспортування нафтогазопродуктів [17, 47]. Це обумовлює застосування матеріалів, які дають змогу компенсувати наростання залишкових напружень шляхом релаксації в пластичному матеріалі зварного шва. Однак, істотна відмінність в фізико-механічних властивостях зварного шва та основного металу призводить до утворення розтягальних деформацій та зменшення розтягальних напружень із переходом до стискальних напружень. Для таких зварних стиків можливе зменшення розтягальних напружень на осі зварного шва або й перехід до стискальних. Складний характер залишкових напружень в зварному стику труб, особливо виготовлених або відремонтованих ділянок із застосуванням високоміцної сталі, ускладнює ідентифікацію актуального напруженого стану. Внаслідок вивчення питання забезпечення статичної міцності конструкції магістрального трубопроводу за наявності поверхневих напружень істотно ускладнюється. Тому потрібно використовувати математичний апарат, що дає змогу врахувати можливість утворення складних за характером зміни та змінних за абсолютним значенням напружень. Належить використовувати комплексний підхід, який враховує реальні напруження або їхні характеристики, що отримуються неруйнівними способами. У цьому разі пропонується застосовувати розвинутий математичний апарат експериментально-розрахункового способу, що поданий у роботах [16, 17, 47, 65]. Визначальним є встановлення функціональних залежностей, що описують поле пластичних деформацій, зумовлених зварюванням та враховують фізико-механічні характеристики застосовуваних матеріалів [47]. Для цього застосовуються дані попередньо виконаних експериментальних досліджень, які забезпечують умовні реперні точки для подальшого математичного моделювання.

5.1.3.2 Застосування експериментально-розрахункової методики встановлення напруженого стану зварних стиків трубопроводів. Виконаний вище аналіз особливостей використання комплексного підходу до експериментально-розрахункового встановлення залишкових напружень в зварних стиках

трубопроводів передбачає використання відомих експериментальних даних. Тому підготовчі операції на досліджуваному стику труб реалізуються відповідно до вимог застосованих приладів.

Основні вимоги та особливості використання експериментально-розрахункового методу для визначення залишкових напружень в зварних оболонках та трубопроводах детально розкрито в спеціальній літературі [16, 17, 27, 94, 183, 187]. Однак не зазначено, як розвинути вимоги до цього методу з використанням зварних стиків із високоміцних сталей трубного типу. Зокрема в роботі [47, 194] наведено функціональні залежності для осьової ($e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma)$) та кільцевої ($e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma)$) компонент поля пластичних деформацій, зумовленого зварюванням, а також вирази для обчислення осьових ($\sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma)$) та кільцевих ($\sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma)$) залишкових зварювальних напружень розглянутого класу трубних сталей. Для реалізації прямого розв'язку задачі про характеристики напруженого стану в околі зварного стику потрібно встановити усі параметри поля пластичних деформацій. Далі застосовуються розрахункові вирази для обчислення осьових та кільцевих напружень, що обчислюються за поданими вище в роботі формулами (4.10) – (4.12).

Для реалізації розв'язування формул (4.10) – (4.12) розроблено спеціальне програмне забезпечення (Додаток Ж). Наближення прямого розв'язку задачі до експериментально встановлених даних здійснюється доступними засобами. Зокрема можливий ітераційний метод наближення отримуваних результатів із експериментальними даними завдяки встановленню критичних параметрів поля пластичних деформацій із врахуванням встановлених фізико-механічних характеристик основного матеріалу та зварного шва досліджуваного зварного стику. Для автоматизації розрахунків можливе використання спеціального функціоналу, що мінімізує суму квадратів різниць експериментальних та розрахункових даних та детально описаний в спеціальній літературі [16, 17, 222].

Методика реалізації досліджень. Для визначення напружень в зварному стику труб потрібно використовувати комплексні експериментальні вимірювання та розрахункові обчислення:

- використовуючи твердомір виконати вимірювання твердості матеріалу зварного стику труб, зокрема на осі зварного шва.

- виконати аналіз доступної документальної інформації про характеристики матеріалу використовуваних труб, зварювальних матеріалів, параметрів режиму зварювання, умов реалізації технологічного процесу зварювання, техніки та технології зварювання тощо;

- здійснити порівняльний аналіз отриманих результатів для ідентифікації та відповідності документальних даних та дійсних властивостей зварного стику труб; зокрема доцільно встановити клас, марку та характеристики застосованої трубної сталі та зварювальних матеріалів, визначити їхні фізико-механічні характеристики тощо;

- застосовуючи розроблену вище методику на підставі методу LM-твердості для вивчення металу трубного стику на підставі значень макротвердості визначити рівень гомогенності матеріалу зварного стику труб та його характерні ділянки;

- використовуючи методику встановлення лінійних розмірів зони термодформаційного впливу зварного з'єднання трубопровідних елементів дослідити металографічним способом зварний стик та обчислити невідомі лінійні розміри зони термічного впливу та зони термодформаційного впливу;

- на підставі порівняльного аналізу встановлених експериментальних даних та доступної документальної інформації встановити актуальні лінійні розміри зони пластичних деформацій та можливий діапазон їхньої величини;

- використовуючи доступні експериментальні методи вимірювання напружень та прилади для їхньої реалізації встановити виміряні значення компонент напруженого стану та виконати фіксацію координат встановлених величин відносно осі зварного шва та їхнього геометричного місця відносно зони термічного впливу зварного стику труб;

- проаналізувати отримані значення компонент напруженого стану та врахувати вплив структурно-фазового складу зони термічного впливу зварного стику на похибку вимірювань; під час аналізу отриманих результатів треба зафіксувати особливості використання конкретного методу вимірювання

напружень та приладів для його реалізації, зокрема можливі випадки встановлення різниці або суми компонент головних напружень; також окремі прилади виконують вимірювання лише у поверхневих шарах металу або за товщиною досліджуваного трубного стику, то доцільно зважати на лінійні розміри застосовуваних давачів приладів, які виконують встановлення отриманих значень інтегрального за площею контактування давача із поверхнею труби;

- застосовуючи програмне забезпечення для реалізації прямого розв'язку задачі про напружений стан в зварному стику труб виконати розрахунок компонент напружень та їхніх співвідношень із максимальним наближенням прямого розв'язку до експериментально встановлених розмірів зони пластичних деформацій та компонент головних напружень;

- встановленні параметри поля пластичних деформацій приймаються за максимально наближені до реальних значень; виконується розрахунок компонент напруженого стану в довільному перерізі зварного стику із застосуванням запропонованого програмного забезпечення.

Для зменшення об'єму розрахункових операцій та врахування фізико-механічних властивостей металів у зварному стику труб доцільно використати попередньо встановлені експериментальні та документальні дані про ці властивості. Зокрема аналіз літературних даних [16, 17, 47, 194, 222] щодо особливостей поля пластичних деформацій для різних характеристик матеріалів труб та застосовуваних зварних швів показує можливість подальшого модифікування виразів (4.10) – (4.12) у розрахунках напруженого стану в зварному стику труб:

- для залізвуглецевих нелегованих або низьколегованих сталей достатньо використовувати сумісно вирази (4.10) – (4.12), коли числові параметри ρ_0 , ρ_3 дорівнюють нулеві, тоді розрахункові вирази значно спрощуються, а кількість контрольованих параметрів поля пластичних деформацій зменшується;

- для низьколегованих трубних сталей із багатошаровим виконанням доцільно використати у виразах (4.10) – (4.12) параметр ρ_0 , який змінюється у вузькому діапазоні числових значень; значення параметра ρ_3 приймається рівним нулеві;

- використання високоміцних трубних сталей, застосування високолегованих матеріалів зварних швів або комбінація обох зазначених потребує використання обох числові параметри ρ_0 та ρ_3 за сумісного розв'язання виразів (4.10) – (4.12).

Отримані результати обчислення залишкових напружень в зварному стикі труб надалі застосовуються для встановлення ресурсу досліджуваної ділянки трубопроводу та прийнятті управлінських рішень. Зокрема Додаток Ж містить також обчислювальний блок щодо встановлення статичної міцності зварного стикі труб за наявності поверхневого дефекту матеріалу.

5.1.4. Надземні багатопрогонові переходи магістральних трубопроводів балкового типу. Наявність перешкод під час прокладання трубопроводів, що зумовлений природними чинниками або техногенним впливом, обумовлює використання надземного прокладання окремих частин трубопроводу. До того ж використання надземних ділянок магістральних трубопроводів, що розташовані на окремо стоячих опорах, залишається актуальним дотепер.

5.1.4.1 Математична модель надземного балкового переходу із проміжними опорами. В спеціальній літературі питання надземних ділянок доволі широко розкрито в спеціальній літературі [40, 41, 76, 78, 268, 269]. Однак розв'язання комплексних завдань, коли треба врахувати можливість податливості опор, а також компенсацію монтажних зазорів, можливість прикладання локального та розподіленого навантажень, різнотовщинність труб надземної ділянки трубопроводу розкрито недостатньо повно. Цьому питанню значна увага приділена у роботах [40, 53, 80, 81, 85 – 87, 270] та наведено практичні задачі, що характерні для трубопровідного комплексу, де використовуються надземні ділянки.

Для досліджень використовується розрахункова схема нерозрізної балки з окремо стоячими опорами (рис.5.5). Тут застосовуються позначення із відповідним роз'ясненням функціонального призначення:

- загальна довжина надземної частини ділянки, встановлюється як значення " l " справа схеми, на рис.5.5;

- початок координат (x, y) визначено зліва схеми та, відповідно до прийнятого напрямку осей, переміщення трубопроводу вниз буде додатнім, а вгору від'ємним;

- наявність підземних частин трубопроводу з обох боків переходу показана у вигляді пружних зв'язків труби з ґрунтом, а податливості в опорних перерізах показано внизу кожної проміжної опори з координатою " a_i ";
- реакції кожної з проміжних опор надземної ділянки показані як " R_i ";
- жорсткі регульовані переміщення опор вгору та вниз задаються " z_i ";
- вагу конструктивних елементів надземної ділянки позначено як розподілене зусилля " q_i " на встановленому проміжку (від " b_j " до " b_{j+1} "), що дає змогу формувати окремі частини ділянки ($[d_m, d_{m+1})$) різної товщини та заданої жорсткості трубопроводу на згин (D_m);
- наявність локально прикладеного зусилля " P_k " із координатою " c_k " виконано відносно початку відліку.

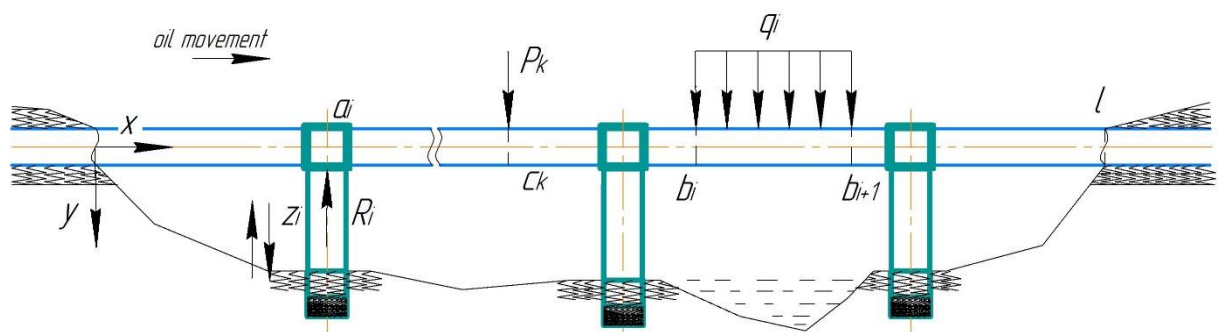


Рисунок 5.5 – Схема математичної моделі багатоопорної надземної ділянки

Математична модель методу та потрібні обчислювальні вирази для вивчення надземних багатоопорних ділянок магістральних трубопроводів розкрито вище в п. 4.2. Подана математична модель реалізується спеціальним обчислювальним комплексом, інтерфейс якого наведено у додатках до роботи (Додаток 3). Також там є опис характеристик для введення даних, що описують надземну ділянку трубопроводу із прилеглими підземними частинами та результати обчислень балково-оболонкової моделі надземної ділянки: прогин осі за встановлених геометричних показників та прикладених навантажень; кути повороту; згинні моменти; балкові напруження в надземній ділянці; табличне подання результатів обчислень тощо.

5.1.4.2 Методика використання балково-оболонкової моделі в трубопровідній галузі. У разі, коли встановлено відхилення дійсних показників надземної ділянки

відносно проектних значень або можливе зростання навантажень (пропускання діагностичних снарядів тощо) виникає потреба оцінити реальні навантаження, що діють в системі, та здійснити порівняльний аналіз із відповідними висновками щодо вимог нормативної документації. Обов'язковим є реалізація процесу попереднього вимірювання твердості для подальшого оцінювання характеристик міцності матеріалу трубопроводу. Для цього застосовують переносні твердоміри, що ґрунтуються на різноманітних принципах функціонування та вимірювання твердості [17, 271]. За можливості доцільним є встановлення реакції опори, що забезпечує експериментальну інформацію про робочі навантаження в надземній ділянці трубопроводу [272]. Далі комплексне застосування балково-оболонкової моделі та доступної експериментальної інформації дає змогу оцінити реальний напружено-деформований стан конструкції надземного переходу трубопроводу.

Встановлення напружено-деформованого стану надземної ділянки балкового типу. Виконання обчислень із застосування балково-оболонкової моделі (п. 4.2) потребує попередньо встановлених даних за результатами експериментальних вимірювань на надземній ділянці трубопроводу, вивчення документальних даних щодо спорудження трубопроводу та встановлення експлуатаційних показників. Далі реалізується обчислення згідно з застосованою балково-оболонковою моделлю. Відповідно до цього, порядок виконання методики полягає в такому:

- встановлюються геометричні характеристики надземної частини, що охоплюють протяжність досліджуваної ділянки трубопроводу, кількість проміжних опор та їх координати відносно встановленої системи, визначається товщина окремих труб, їхня протяжність та координати, вивчається технічний стан опор, профілювання опор та осі трубопроводу;

- визначаються фізико-механічні характеристики трубних елементів, температурні умови обстеження, фізико-хімічні властивості транспортованого продукту, експлуатаційний тиск; вагу локально прикладених зусиль та їхні координати; встановлюється густина та податливість ґрунту ділянки тощо;

- для лівої та правої підземних ділянок трубопроводу окремо встановлюється наявність та характеристики захисних оголовків підземних частин трубопроводу,

глибина прокладання ґрунту; наявність та протяжність просідання ґрунту під трубопроводом в прилеглих до оголовків частинах;

- виконується обчислення осі трубопроводу, діючих перерізувальних сил, згинних моментів та балкових напружень згідно з балково-оболонковою моделлю;

- обчислюються складові напружень, зумовлені тиском транспортованого продукту та температурними умовами експлуатації;

- здійснюється порівняльний аналіз отриманих результатів обчислень із вимогами нормативної документації для встановлених умов експлуатації, у разі відхилення допустимих значень встановлюються ймовірні умови впливу на відхилення дійсних напружень від нормативних значень;

- приймаються управлінські рішення щодо продовження експлуатації надземної ділянки, або реалізації ремонтно-відновлювальних робіт.

Зміна величини робочих зусиль в надземній ділянці, або їхній перерозподіл в прогонах та над опорами. Під час дослідження реальних надземних ділянок спостерігається виникнення різноманітних умов, що призводять до непередбаченого перевищення робочих навантажень в тілі труби, насамперед:

- перевантаження надземної ділянки під час спорудження через технологічні фактори типу примусового стикування труб, переміщення невстановлених вантажів, недотримання вимог нівелювання тощо;

- зміна протяжності прогонів внаслідок паводків та розмивання берегової лінії (особливо в гірських умовах);

- глобальні та локальні зміщення ґрунтів внаслідок порушення їхньої суцільності під час спорудження підземної частини трубопроводу;

- перенасичення ґрунту вологою у весняно-осінній період, що змінює його несівні властивості та призводить до перевантаження окремих опор;

- виникнення перевантаження осьовою силою через зсуви ґрунту на скальній гірській породі тощо.

Усі зазначені фактори призводять до руйнування опорних елементів типу ригелів і їхнього кріплення, руйнування оголовків надземної частини трубопроводу, розтріскування ґрунту в околі підземних частин трубопроводу, утворення пустот у

прилеглих підземних частинах тощо. Тому потрібний аналіз за результатами планового огляду та обстеження, а також методика застосування та отримання даних проведених обчислень згідно з балково-оболонковою моделлю дають змогу визначати управлінські рішення щодо перерозподілу зусиль в прогонах чи над опорами, зменшення навантажень на опори або матеріал трубопроводу тощо. Варто визначити основні регульовальні величини:

- зменшення тиску транспортованого продукту, що дасть змогу ефективно регулювати навантаження на трубопровід та його надземну частину на період доремонтної експлуатації;

- зміна висотного положення проміжних опор; варто враховувати наявність пружності ґрунту; складальних і монтажних зазорів в опорних елементах, внаслідок чого можна досягти рівності опорних моментів, а також рівності робочих напружень в прогонах та над опорами; часткового розвантаження окремих опор та трубопроводу в місцях перевантаження; безпечного виконання ремонтно-відновлювальних робіт тощо;

- зміна протяжності прилеглих до виходу з ґрунту підземних частин трубопроводу для забезпечення потрібної величини підймання трубопроводу над проміжними опорами; встановлення можливих меж забезпечення несівної здатності надземної ділянки (наприклад, у разі розмивання берегової лінії); зменшення навантаження на крайні окремо розміщені опори тощо;

- вивчення умов експлуатації трубопроводу за додаткового локального навантаження під час виконання очищувальних, профілювальних чи діагностувальних робіт з проходженням внутрішньотрубних пристроїв.

Усі зазначені задачі реалізуються під час виконання ітераційних операцій обчислень за допомогою балково-оболонкової окремо встановленої моделі надземного переходу магістрального трубопроводу. Водночас виконуються операції із вертикального регулювання опор за встановлених даних щодо геометрії трубопроводу, фізико-хімічних властивостей ґрунтів, умов експлуатації тощо.

5.2 Вдосконалення системи обслуговування та ремонту конструктивних елементів ГНТС

5.2.1 Підвищення ефективності зварювання стиків трубопроводів. Під час спорудження та ремонту різного типу трубопроводів виконується дуже великий об'єм робіт зі зварювання кільцевих стиків між окремими трубами. Натеper розроблено доволі ефективні технології зварювання кільцевих стиків труб як за обертових, так і необертових способах реалізації процесів. Найпоширеніші з них базуються на механізованих способах дугового зварювання суцільними та порошковими дротами [17, 120, 132]. Одночасно з механізованими способами постійно вдосконалюється і ручне дугове зварювання з виконанням необертових стиків [273]. Окрім забезпечення якості та експлуатаційної надійності останнім часом все більшого значення надається економії енергетичних та матеріальних ресурсів з виконанням зварних з'єднань. Це досягається зменшенням кількості наплавленого металу та величини погонної енергії (тепловкладення на одиницю довжини зварного шва). Широкі перспективи щодо зменшення енергетичних та матеріальних затрат під час зварювання труб великого діаметру і спорудження магістральних трубопроводів відкриває створення установок для гібридного зварювання на основі лазерів з використанням електричної дуги [274, 275].

Витрати електроенергії під час дугового зварювання плавленням зменшуються також завдяки активному неперервному керуванню основними параметрами режиму (величин зварювального струму, напруги на дузі, швидкості та траєкторії руху електродного дроту) під час процесу плавлення дроту, формування електродних крапель та їх перенесення у зварювальну ванну, особливо під час закорочень дугового проміжку за мінімально можливої величини основного зварювального струму. Це значною мірою реалізується під час імпульсно-дугового зварювання та процесів на основі STT, CMT і CBT технологій [119, 276]. Але зменшення погонної енергії під час цих процесів (маючи на увазі також гібридні способи) у разі зварювання високоміцних сталей, схильних до мартенситного та бейнітного перетворень, внаслідок можливого утворення крихких ділянок у

колошовній зоні – все це може сприяти зниженню технологічної міцності та експлуатаційної надійності з'єднань. У зв'язку з цим особливої важливості набувають дослідження впливу режиму зварювання, зокрема погонної енергії, на характер фазових і структурних перетворень у найнебезпечнішій – колошовній ділянці ЗТВ, на її механічні властивості та розміри.

Здійснювалось моделювання термічних циклів, що виникають під час однопрохідного та багатопохідного дугового зварювання низьколегованих сталей на зразках різної товщини від 4 до 30 мм [120]. Погонна енергія змінювалась у межах – від 5 до 30 КДж/см. Залежно від розмірів зразків та режиму зварювання, під час аналізу температурних полів використовувались різноманітні розрахункові схеми для визначення температур та швидкостей охолодження. Основні результати досліджень подано у роботі [120], зокрема встановлення швидкостей охолодження показують, що у розглянутому діапазоні погонних енергій швидкість охолодження в інтервалі температур $(500 - 800)^{\circ}\text{C}$ для дії потужного швидкорухомого точкового джерела на поверхні півнескінченного тіла з адіабатичною границею (масивна деталь) для низьколегованих трубних сталей перебуває у межах $(20 \dots 80)$ град/с, а для потужного швидкорухомого лінійного джерела у тонкій пластині (однопрохідне зварювання з повним проплавленням) – у межах $(3 \dots 6)$ град/с. У разі плоского шару (відносно товста пластина) швидкість охолодження – у наведених межах для масивної деталі і тонкої пластини.

Результати встановлення розмірів високотемпературної ділянки ЗТВ, обмеженої температурами 1100°C та температурою плавлення сталі, свідчать про те, що вони прямо пропорційно залежать від величини погонної енергії і обернено пропорційно від товщини пластини, а її мінімальні значення для масивної деталі не перевищують 0,2 мм.

Вплив швидкості охолодження на мікроструктуру та властивості металу у високотемпературній ділянці ЗТВ для трубної сталі 10Г2Б з використанням даних [17, 120, 132] показує, що у всьому досліджуваному діапазоні швидкостей охолодження, спостерігається ферито-перлітна мікроструктура з незначною (до 5%) кількістю бейніту та мартенситу. Щодо механічних властивостей, то зі

збільшенням швидкості охолодження до 80 град/с підвищуються твердість та міцність (до 200 HV, та 800 МПа). Водночас зі швидкостями, більшими за 6 град/с, зафіксовано зниження відносного видовження δ (до 15 % за 60 град/с). Варто зазначити, що критичний, щодо можливості утворення холодних тріщин вміст мартенситу (20 – 30 %), спостерігається за доволі великих швидкостей охолодження (більших за 100 град/с) для сталі 10Г2Б. Але й за більших швидкостей реальної небезпеки виникнення холодних тріщин немає, бо твердість матеріалу не перевищує критичної величини 350 HV [120].

Піж час зварювання міцніших трубних сталей [96, 97], мікролегованих титаном, ніобієм і ванадієм, а інколи і молібденом, із застосуванням термомеханічного оброблення листового прокату із пришвидшеним охолодженням (клас міцності X80 та X100), зміна структури і властивостей у ЗТВ більш істотна, ніж у сталі 10Г2Б. Це зумовлює потребу у ретельнішому підході до вибору мінімально можливих величин погонної енергії.

Варто наголосити, що у зв'язку зі зменшенням розмірів ЗШ і ЗТВ зростає вплив на технологічну та експлуатаційну міцність залишкових напружень, градієнти яких можуть бути значними. З їх релаксацією, особливо під час виникнення тривісного напруженого стану, можуть зароджуватись тріщини. У зв'язку з цим важливого значення набуває інформація про розподіл залишкових напружень у зварному з'єднанні, особливо у його пришовній ділянці, яку можна отримувати різними методами [194, 205].

Проведені дослідження показали, що під час зварювання кільцевих стиків трубопроводів, виготовлених з маловуглецевих низьколегованих сталей класу міцності, також X100, у значних межах можна зменшувати погонну енергію з використанням високоефективних та енергоощадних зварювальних процесів, разом із гібридними технологіями, для збереження високої технологічної міцності. Утім для забезпечення експлуатаційної надійності зварних з'єднань потрібно мати надійну інформацію про розподіл залишкових напружень та у разі потреби обмежувати їхні величини.

5.2.2 Вплив зварювальних осьових напружень на міцність зварного стику труб з дефектом в околі зварного шва. Результати внутрішньотрубного обстеження магістральних трубопроводів показують, що глибина дефектних зон може сягати 70 % від товщини стінки труби. Характерним є розташування дефектів з боку зовнішньої поверхні труби у її верхній та нижній частинах [55, 56]. Однак спостерігаються також зварювальні дефекти, особливо в кільцевих зварних швах [56]. Тому важливим є встановлення допустимості таких ділянок трубопроводів за заданих експлуатаційних навантажень та визначення почерговості проведення ремонтно-відновлювальних робіт. Зварювання сталей підвищеної міцності призводить до формування більш складного розподілу залишкових зварювальних напружень. Вони не завжди досягають свого максимуму на осі зварного шва, а найбільші значення часто можуть локалізуватися в зоні сплавлення або зоні термічного впливу [58 – 61]. Зазвичай це обумовлено низькотемпературними структурними перетвореннями в зоні термічного впливу основного металу, або застосуванням відмінних за своїм структурно-фазовим складом зварних швів. Для визначення залишкових напружень використано методологію експериментально-розрахункового методу, яка описана в роботах [58 – 61, 94], а також в попередніх пунктах (п. 4.1 та п. 5.1.3).

Для встановлення статичної міцності труб під дією внутрішнього тиску p із зовнішнім осьовим тріщиноподібним дефектом в зоні дії зварювальних напружень застосовано двопараметричний критерій крихко-в'язкого руйнування [58 – 61], що поданий вище (п.3.3). Використано відповідний коефіцієнт впливу на запас міцності трубопроводу (k_n):

$$k_n = \frac{n_r}{n}, \quad (5.2)$$

де n_r та n – значення коефіцієнтів запасу міцності трубопроводу із дефектом під час дії залишкових напружень та поза зварним з'єднанням.

Цей коефіцієнт впливу на запас міцності трубопроводу (k_n) дає змогу проаналізувати вплив природи залишкових зварювальних напружень за наявності

дефектів поверхні труби. Відомо [58 – 61, 94], що для зварного стику труб осьові напруження можуть мати різну природу, залежно від поверхні труби: на зовнішній вони стискальні, а на внутрішній розтягальні відповідно.

Для досліджень вибрано стики труб із сталей підвищеної міцності та діаметром 1020 мм і товщиною стінки 12 мм. Фізико-механічні характеристики сталі: $E = 2.1 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0.3$, $\sigma_b = 760$ МПа, $\sigma_{0.2} = 690$ МПа [225]. Внутрішній тиск транспортованого продукту – 6,0 МПа.

У разі дослідження міцності трубопроводу із кільцевим розташуванням дефекту в околі зварного шва, важливим є врахування осьових напружень ($\sigma_{\alpha\alpha}$), що діють на дефект. Розподіл залишкових зварювальних напружень приймався характерним для використання бейніто-феритних та аустенітних швів для зварювання пластин із високоміцних сталей [58]. В обох випадках на зовнішній поверхні зафіксовано розтягальні напруження, однак для бейніто-феритних відбувається деяке зменшення напружень на осі зварного шва. Ймовірно це обумовлено вищими температурами протікання структурних перетворень у матеріалі. У навколошовних ділянках зростає рівень залишкових напружень. Під час зварювання аустенітними швами високоміцних сталей розтягальні напруження є вищими, але характер розподілу є більш пологий. У роботі [58] показано, що істотний вплив має застосований спосіб зварювання та режими технологічного процесу.

Нижче (рис.5.5) показано розподіл залишкових осьових напружень на внутрішній та зовнішній стінках труби за відповідно заданими нижче параметрами функцій для опису залишкових пластичних деформацій згідно з виразами (4.9): $b_1 = 14$; $b_2 = 10$; $b_3 = 8$; $s_1 = 1$; $s_2 = 2$; $s_3 = 1$; $\rho_0 = 0$; $\rho_3 = 0.6$; $q_1 = 0.25$; $q_2 = 0.3$; $\varphi = 0$. Також прийнято такі значення параметрів: $n_1 = 0.5$; $n_2 = 0.125$ для ілюстрації особливостей застосування аустенітних (1, 3 – рис. 5.5) та бейніто-феритних (2, 4 – рис. 5.5) швів відповідно. Це дало змогу отримати характерні для даних типів швів зміни залишкових напружень в околі осі зварного шва. Тут (рис.5.5) наведено розподіл залишкових осьових напружень на внутрішній (1, 2) та зовнішній (2, 4)

поверхнях труби відповідно. Характер напружень вказує на нерівномірність розподілу за товщиною осевих напружень із антисиметричним розподілом на внутрішній та зовнішній поверхнях труби. На внутрішній поверхні труби ці напруження в обох випадках є розтягальними за своєю природою. На зовнішній поверхні осеві напруження є стискальними для обох типів зварних швів. Із віддаленням від осі зварного шва ці напруження поступово зменшуються. Найбільші зміни відбуваються орієнтовно на відстані 14 мм від осі зварного шва, що відповідає максимальному розміру (b_l) зони пластичних деформацій. Загалом варто зазначити, що наведений характер зміни залишкових напружень залежно від типу зварного шва обумовлений передусім особливостями протіканням термодеоформаційних процесів під час охолодження та кристалізації металу зварного з'єднання [42, 43, 58].

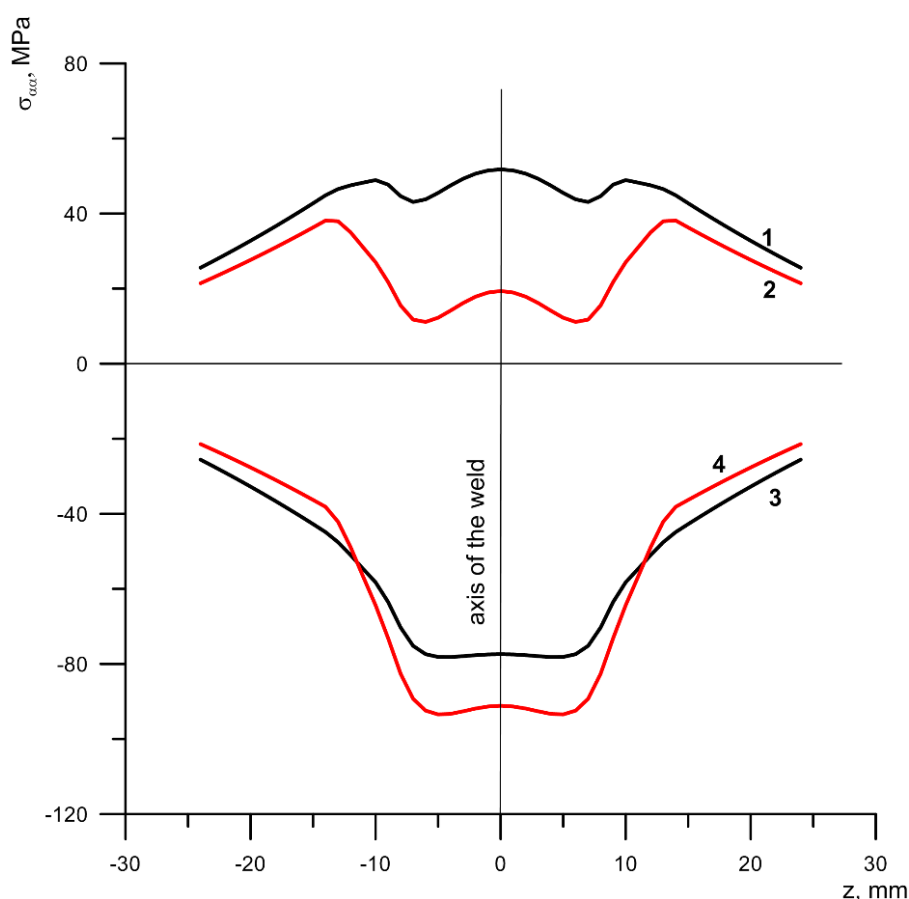


Рисунок 5.5 – Розподіл залишкових зварювальних осевих напружень в зварному стикі труб: 1, 2 – внутрішня та 3, 4 – зовнішня поверхні трубного з'єднання відповідно

Вплив залишкових напружень на міцність зварного стику (n/n_r) із кільцевим дефектом показано на рис. 5.6 для зовнішньої (а) та внутрішньої (б) поверхонь зварного з'єднання труб.

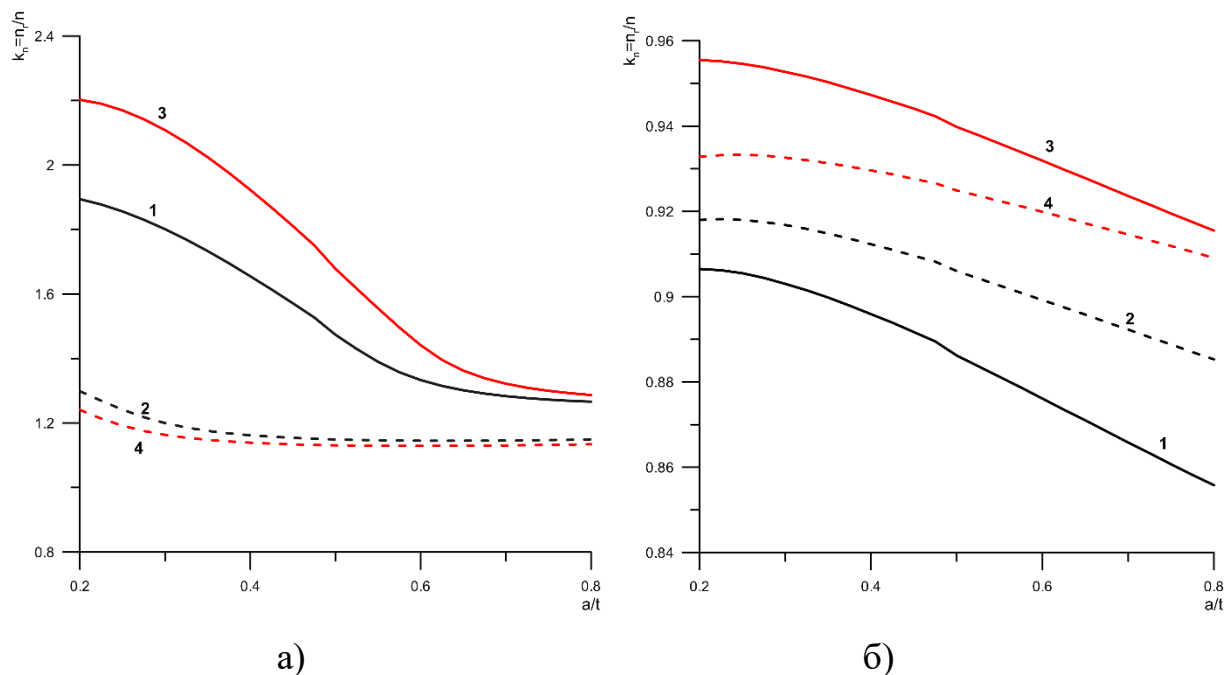


Рисунок 5.6 – Залежність коефіцієнта впливу залишкових напружень на запас міцності трубопроводу (k_n) від відносної глибини дефекту: а) зовнішньої поверхні; б) внутрішньої поверхні: суцільні лінії – значення k_n для дефекту на осі зварного шва; штрихові лінії – значення k_n для дефекту на відстані від осі зварного шва; 1, 2 – аустенітна структура шва; 3, 4 – бейніто-феритна структура зварного шва

Отримані залежності враховують подані вище розподіли залишкових напружень для різних типів зварних швів з розташуванням дефекту на осі зварного шва та на деякій відстані від нього (14 мм). В усіх випадках зростання відносної глибини дефекту (a/t) призводить до зменшення коефіцієнта запасу міцності зварного з'єднання труб. Однак характер дії напружень (розтяг/стиск) по різному впливає на величину коефіцієнта впливу на запас міцності трубопроводу (k_n).

Стискальні залишкові зварювальні напруження на зовнішній поверхні труби є протилежними за знаком до експлуатаційних розтягальних напружень від дії

внутрішнього тиску. Тому ці напруження будуть сприяти зростанню коефіцієнта запасу міцності. Відповідно для дефектів на зовнішній поверхні з'єднання значення коефіцієнта впливу k_n особливо високе на осі зварного шва. Тут стискальні напруження від зварювального циклу досягають свого максимуму. Вищим коефіцієнт впливу k_n є для швів із бейніто-феритною структурою (крива 3 на рис. 5.6, а), бо значення стискальних напружень у цьому разі є найбільшими. Для швів із аустенітною структурою такий вплив є меншим (крива 1 на рис. 5.6, а). Із віддаленням від осі шва величина стискальних напружень зменшується та близька для обох типів зварних швів. Тому коефіцієнти впливу k_n також є значно меншими для обох типів зварних швів (криві 2, 4 на рис. 5.5, а). Утім більші значення стискальних напружень для аустенітних швів на відстані 14 мм призводять до дещо вищого коефіцієнта впливу k_n (крива 2 на рис. 5.5, а) порівняно із бейніто-феритними швами (крива 4 на рис. 5.5, а).

На внутрішній поверхні трубного з'єднання характер залишкових зварювальних напружень є розтягальним (криві 1, 2 на рис. 5.5). Тобто тут напруження негативно впливають на запас міцності трубопроводу, а тому усі значення k_n менше одиниці (рис. 5.6, б). Аустенітні зварні шви призводять до найбільших значень розтягальних напружень на осі зварного шва (крива 1 на рис. 5.6, б). Відповідно отримувані значення коефіцієнта впливу є найменшими. Аналогічно бейніто-феритна структура зварного шва призводить до локального зменшення розтягальних зварювальних напружень на осі зварного шва. Як наслідок, для таких швів коефіцієнт впливу буде значно вищий (крива 3 на рис. 5.6, б). На встановленій вище відстані від осі зварного шва (14 мм) осьові зварювальні напруження мають проміжні значення між максимальною та мінімальною величинами для обох типів швів (рис. 5.5). Тому коефіцієнти впливу цих напружень на запас міцності трубопроводу (k_n) аналогічно мають проміжну величину (криві 2, 4 на рис. 5.6, б). Дещо більше впливають напруження з виконанням аустенітного шва (крива 2 на рис. 5.6, б) та менше для бейніто-феритного шва (крива 4 на рис. 5.6, б). В обох випадках зростання глибини дефекту призводить до зменшення величини коефіцієнта впливу зварювальних осьових напружень.

5.2.3 Міцність зварного трубопроводу із високоміцної сталі за наявності поверхневих дефектів. У наш час магістральні трубопроводи зазвичай споруджують із використанням високоміцних сталей. Однак питання забезпечення міцності трубопроводів за наявності поверхневих дефектів є актуальним. Належить зважати, що положення дефектів може бути довільним відносно осі зварного шва, а тому й прогнозована міцність трубопроводу може також змінюватися.

Вивчення статичної міцності зварного стику труб із високоміцної сталі за наявності поверхневого дефекту здійснювалося з використанням двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування матеріалу. Аналітичний розв'язок детально поданий у роботах [57, 60, 112, 114] та дає змогу врахувати механічні характеристики матеріалу та наявні залишкові зварювальні напруження. Варто зазначити, що використані в роботі підходи та реалізоване програмне забезпечення, дають змогу вивчати міцність трубопроводу за довільного положення дефекту відносно осі зварного шва (Додаток Ж). Схематизація поверхневого дефекту на зовнішній стороні труби, який моделюється півеліптичною тріщиною із півосями a та c , за товщини труби t та відстанню від до осі зварного шва b , показано на рис. 5.7.

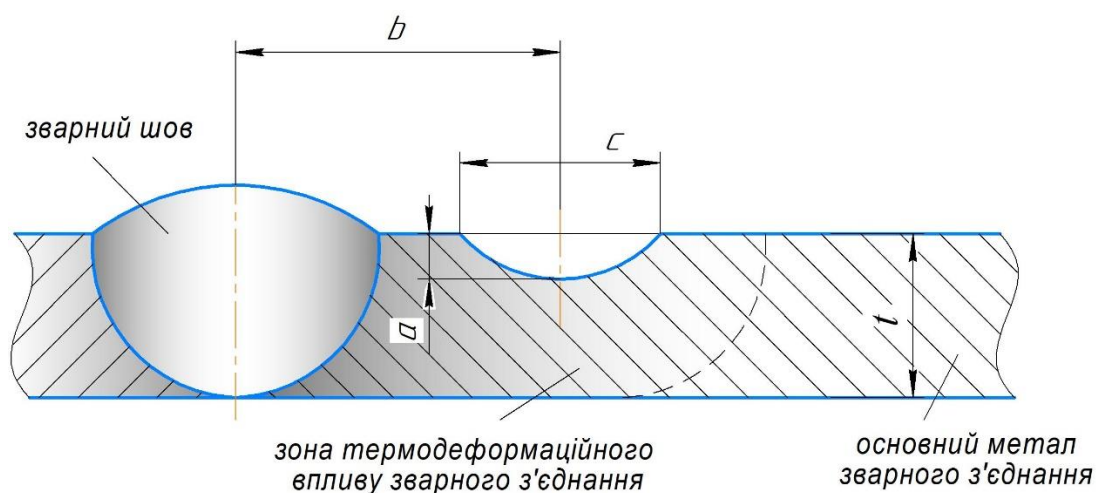


Рисунок 5.7 – Схема поверхневого дефекту типу півеліптичної тріщини в околі зварного шва

Аналогічні позначення прийнято для дефекту, що розташований із внутрішнього боку труби. Такий підхід моделювання дефектів тріщиною є більш

консервативний, але виправданий для розглянутої відповідальної конструкції – магістрального трубопроводу.

Залежно від прийнятої відстані від центру дефекту до осі зварного шва (b), дефект може перебувати як на осі зварного шва, так і в зоні термодформаційного впливу зварного з'єднання та зазнавати різного впливу залишкових зварювальних напружень. Треба зазначити, що з віддаленням на значну відстань дефекту від осі зварного шва в основний метал, дефект буде зазнавати впливу лише експлуатаційних навантажень, зумовлених дією внутрішнього тиску. Вивчення впливу залишкових напружень із максимумом на осі зварного шва показано в роботі [203]. Однак, практичний інтерес, відповідно до завдань роботи, представляють випадки, коли максимум напружень є позі віссю шва (рис.4.5).

На підставі побудови границі між безпечним та небезпечними станами зварного трубопроводу отримано відповідні співвідношення для визначення коефіцієнтів запасу міцності за наявності залишкових зварювальних напружень [57, 60, 112, 114], що наведені вище в п. 4.1.2 та графічно показані на (рис. 4.5). Для оцінювання та врахування впливу залишкових зварювальних напружень на статичну міцність трубопроводу використано коефіцієнт впливу на запас міцності трубопроводу (k_n), згідно з виразом (5.2).

Параметри розглянутого поверхневого дефекту (рис. 5.7) приймалися в розрахунках такими: $a = 3$ мм; $c = 3$ мм; $\varphi = 0$. Розташування дефекту розглядалося для випадків: ззовні та із внутрішнього боку труби. Відстань від осі зварного шва (b , мм) змінювалася в межах від 0 мм до 20 мм із кроком через 5 мм. Розрахунок коефіцієнтів запасу міцності в зоні дії залишкових напружень (n_r) та поза цією зоною (n) та коефіцієнта впливу (k_n) виконувався для поданого на рис.4.5 розподілу напружень за прийнятих значеннях числових параметрів: $\rho_0 = 0,2$; $b_0 = 5$; $s_0 = 3$. Прийнято, що температурний перепад ($\Delta t = 0$), який зумовлює виникнення осьового зусилля в трубопроводі, є відсутній. Результати розрахунків для кільцевого дефекту в зварному з'єднанні на внутрішній або зовнішній поверхнях за різної відстані від осі зварного шва наведено в табл. 5.2.

Отримані результати показують, що за відсутності залишкових напружень коефіцієнти запасу міцності залишаються сталими на різних відстанях від осі зварного шва. Однак наявні осьові залишкові напруження від зварювального циклу вносять зміни в величину встановлюваного коефіцієнта запасу міцності. Цей вплив є не однозначним, зокрема у разі стискальних напружень на зовнішній поверхні трубопроводу (рис. 4.5, б) коефіцієнт запасу міцності (n_r) буде значно збільшуватися порівняно із значеннями коефіцієнта поза зварним швом (n).

Таблиця 5.2 – Коефіцієнти запасу міцності зварного стику трубопроводу за кільцевого дефекту на внутрішній або зовнішній поверхнях та відсутності температурного перепаду

b , мм	0	5	10	15	20
зовнішній дефект, $n = 3,4885$					
n_r	6,2699	6,3331	4,9912	4,0055	3,8072
k_n	1,7972	1,8154	1,4307	1,1482	1,0914
внутрішній дефект, $n = 3,2590$					
n_r	3,0481	3,0665	3,0518	3,0376	3,080
k_n	0,9353	0,9410	0,9364	0,9321	0,9451

Розтягальні напруження на внутрішній поверхні трубопроводу (рис. 4.5, б) навпаки, зменшують значення такого коефіцієнта (n_r) порівняно із величиною коефіцієнта (n) поза зварним швом.. Із віддаленням від осі зварного шва, величина напружень зменшується, що наближає значення розглянутих коефіцієнтів міцності (n_r) та (n) між собою. Цю тенденцію можна чітко відслідкувати за значеннями коефіцієнта впливу залишкових напружень. Отримані результати добре корелюються із відомими в спеціальній літературі [47] даними.

Із врахуванням температурного перепаду ($\Delta t \neq 0$) в тілі труби, що характерний для відкритих ділянок трубопроводів, зокрема балкових переходів через перешкоди [53, 75], виникає додаткове осьове зусилля розтягу. Тому це осьове зусилля буде зменшувати величину коефіцієнта запасу міцності

трубопроводу. Результати розрахунку для температурного перепаду $+30\text{ }^{\circ}\text{C}$ наведено в табл. 5.3.

Отже, для дослідження трубопроводів важливим є встановлення температури спорудження (так звана температура замикання зварного стику) та їхнє порівняння із спостережуваними температурними умовами. Варто зазначити, що вплив стискальних напружень від зварювання є меншими на досліджувану величину коефіцієнта запасу міцності (n_r). Однак за абсолютним значенням ці коефіцієнти запасу міцності (n_r) все ж перевищують аналогічні значення поза зварним швом (n).

Таблиця 5.3 – Коефіцієнти запасу міцності зварного стику за кільцевого дефекту на внутрішній або зовнішній поверхнях та температурному перепаді в трубопроводі

b , мм	0	5	10	15	20
зовнішній дефект, $n = 1,8169$					
n_r	2,1034	2,1090	2,0014	1,9199	1,8897
k_n	1,1577	1,1608	1,1016	1,0567	1,0401
внутрішній дефект, $n = 1,7546$					
n_r	1,6891	1,6951	1,6903	1,6856	1,6994
k_n	0,9627	0,9661	0,9634	0,9607	0,9686

В розглянутих випадках (табл.5.2 та табл. 5.3) абсолютні значення осьових напружень ($\sigma_{\alpha\alpha}$) та їхня зміна із віддаленням від осі зварного шва (рис.4.5, б) не були істотними, а тому вплив на величину коефіцієнта запасу міцності напружень був пропорційний. Проте для кільцевих напружень ($\sigma_{\beta\beta}$) їхня величина може сягати значних абсолютних значень. Градієнтність також характеризується значним перепадом (рис.4.5, а).

Для вивчення впливу кільцевих напружень розглянуто статичну міцність трубопроводу із осьовими дефектом. Температурний перепад за цього типу дефектів не впливає на статичну міцність трубопроводу, оскільки він обумовлює осьове, а не кільцеве зусилля. В табл.5.4 показано величини коефіцієнтів запасу

міцності та впливу ділянки трубопроводу із поверхневими осьовими дефектами в околі зварного стику.

Аналіз даних табл.5.4 свідчить, що зростання абсолютних значень розтягальних кільцевих напружень істотно зменшує коефіцієнт запасу міцності (n_r). Мінімальні значення (n_r) спостерігаються поза центральним перерізом зварного шва у зоні термодформаційного впливу. Далі відбувається поступове зростання коефіцієнта (n_r), що ймовірно обумовлено стрімким зменшенням розтягальних напружень із переходом до стискальних (рис.4.5, а). Для внутрішньої сторони труби коефіцієнти запасу міцності (n_r) є меншими порівняно із зовнішньою. Однак характер зміни абсолютних значень коефіцієнтів (n_r) є аналогічним для обох сторін.

Таблиця 5.4 – Коефіцієнти запасу міцності зварного стику за осьового дефекту на внутрішній або зовнішній поверхнях у трубопроводі

b , мм	0	5	10	15	20
зовнішній дефект, $n = 1,2793$					
n_r	1,1433	1,1180	1,1849	1,3293	1,3456
k_n	0,8937	0,8739	0,9662	1,0391	1,0518
внутрішній дефект, $n = 1,2704$					
n_r	1,1165	1,0933	1,1591	1,2918	1,2704
k_n	0,8789	0,8606	0,9124	1,0169	1,0328

Отже, застосування високоміцних сталей для виготовлення магістральних трубопроводів обумовлює використання методів діагностування залишкових зварювальних напружень, що враховують наявність низькотемпературних перетворень в зоні термодформаційного впливу. Це обумовлено неоднозначною дією зварювальних напружень на величину коефіцієнта запасу міцності. При цьому характер напружень відрізняється наявністю декількох локальних екстремумів із зміщенням найбільших значень в прилягаючі до шва ділянки основного металу.

5.3 Практичне застосування наукових положень і аналіз результатів

5.3.1 Встановлення міцності двоопорного балкового переходу трубопроводу за різних коефіцієнтів постелі ґрунту. Використання надземних ділянок у спорудженні магістральних трубопроводів дає змогу уникнути прокладання обхідних шляхів, зберегти проєктований профіль трубопроводу та ефективно перетинати наявні перешкоди природного чи техногенного характеру. Протяжність таких ділянок є відносно малою, однак відкритий характер призводить до непередбачуваних змін умов роботи та потребує додаткового вивчення реального напружено-деформованого стану трубопроводу. Тут треба виділити прокладання трубопроводів в гірських районах, коли ймовірні різноманітні зовнішні впливи, які зумовлені сезонними погодними коливаннями температур, атмосферними опадами, розмиванням ґрунтів, деформуванням та зсувами ґрунтів, змінами проєктного положення опор тощо. Як показано вище, використання багатоопорної балкової схеми прокладання трубопроводів є одним із найпоширеніших конструктивних рішень у подоланні відносно малих перешкод. Належить зважати на пружні характеристики ґрунтів в місцях обпирання трубопроводу. Тут можливі непередбачувані вертикальні переміщення, які будуть змінювати проєктні зусилля в балковій схемі виконання надземної ділянки трубопроводу. В трубопроводі виникають навантаження від згинних моментів та перерізувальних зусиль на опорах, в місцях обпирання на ґрунт, а також в міжопорних ділянках трубопроводу (так званих прогонах). Ці зусилля поєднуються із робочими навантаженнями від внутрішнього тиску транспортованих продуктів, температурних впливів від дії навколишнього середовища та непередбачуваних зусиль у разі відхилення осі трубопроводу від проєктного положення. Внаслідок цього можливі недопустимі навантаження, що призводять до утворення незворотних пластичних деформацій матеріалу та утворення дефектів в тілі труби типу гофр (рис. 5.8). Також ймовірні поперечні переміщення осі труби та небезпека руйнування опорних елементів надземної ділянки трубопроводу (рис. 5.9).



Рисунок 5.8 – Гофри в трубах
надземної ділянки



Рисунок 5.9 – Руйнування опорних вузлів

Зростаюча небезпека виникнення аварійних ситуацій на магістральному трубопроводі обумовлює прийняття відповідних управлінських рішень [83, 278]. Частково цю проблему розв'язують спеціальні дослідницькі зонди, які переміщаються в середині трубопроводу [268]. Також варто зважати на те, що у разі тривалої експлуатації металоконструкції відбувається нагромадження різноманітних негативних впливів від зовнішніх факторів [269], утворення дефектів матеріалу на мікрорівні, що небезпечно можуть розвинути в макродефекти, тріщини [246, 269, 279]. Тому важливим є розвиток діагностичних засобів та прогнозування міцнісних характеристик надземних ділянок трубопроводів [53, 270].

Особливо актуальним питання міцності надземних ділянок є для гірських районів, коли трубопровід прокладено за складних геологічних умов [53, 76, 270]. Тут можливе виникнення непрогнозованих навантажень внаслідок розмивання та просідання ґрунтів основи траншеї, зсув ґрунту на перепадах висот [77], зміщення опорних елементів як у вертикальній, так і горизонтальній площинах тощо. Це створює додаткові навантаження на тіло труби і є однією з причин пришвидшеного руйнування окремих елементів надземної ділянки. Тут можливі зростання опорних реакцій, що призводить до руйнування опорних елементів у місцях виходу трубопроводу з ґрунту (рис. 1.11, а) або на проміжних опорах (рис. 1.11, б).

Питання встановлення напружено-деформованого стану надземних ділянок широко вивчається в спеціальній літературі для прогнозування запобігання надзвичайних ситуацій [53, 278]. Особливо це актуальним є для тривалоексплуатованих конструкцій, коли ймовірним є зміна фізико-механічних характеристик матеріалів [280, 281], небезпека виникнення дефектів та подальше руйнування матеріалу труби [53, 246]. Приймаються різноманітні управлінські рішення за результатами встановлення напружено-деформованого стану трубопроводу та механічних характеристик матеріалу: від зниження експлуатаційних навантажень до виконання ремонтних робіт [282, 283]. Надземні ділянки магістральних трубопроводів, особливо балкові переходи, часто мають менші коефіцієнти запасу міцності через своє конструктивне виконання та умови експлуатації [53, 76, 83]. Тому важливу роль відіграє поєднання методів експериментального встановлення окремих компонент навантаження на надземний трубопровід та математичного моделювання таких конструкцій. В роботах [76, 284, 285] виконано детальне моделювання одно- та двопрогонових надземних систем із врахуванням взаємодії підземної ділянки трубопроводу із надземною частиною. Вивчено особливості встановлення трубопроводу на опору за наявності монтажних зазорів. Однак у літературі не достатньо повно розкрито питання взаємодії підземних частин трубопроводу із ґрунтом за його різних пружних властивостей, які характеризуються коефіцієнтами постелі ґрунту. Таке питання потребує додаткового детального вивчення для прогнозування міцності за екстремальних умов експлуатації типу наводнення, зсув ґрунту тощо. Окремі значення коефіцієнтів постелі ґрунту за результатами польових випробувань та табличними даними для окремих типів ґрунтів наведено у розв'язанні числових задач про магістральні трубопроводи в спеціальній літературі [53, 76, 285, 286, 287]. Також частково ця задача розглянута за умов просідання ґрунту під час геологорозвідувальних робіт [286 – 289]. Ці роботи орієнтовані на вивчення умов експлуатації магістральних трубопроводів із підземним прокладанням. Однак в цих роботах зазначено важливість врахування впливу ґрунту, що оточує розглянуту ділянку трубопроводу на несівну здатність конструкції загалом. Тому задача із

дослідження магістрального трубопроводу не тільки для його підземної частини, а також за наявності надземної трубопровідної ділянки, за різних значень коефіцієнтів постелі ґрунту є важливим та актуальним завданням. До того ж зміщення проміжних опор будуть призводити до перерозподілу напружень не лише в прогонах, а також в підземних частинах трубопроводу [53, 76, 270].

У зв'язку з цим далі розглянуто міцність двоопорної трипрогонової надземної ділянки балкового переходу магістрального трубопроводу та прилеглих підземних частин трубопроводу за різних значень коефіцієнтів постелі ґрунту та різної величини висотного положення проміжних опор. Для виконання дослідження напружено-деформованого стану балкового переходу магістрального трубопроводу, що розташований на двох окремо розміщених проміжних опорах, використано спеціальне програмне забезпечення, яке побудоване на підставі аналітичної балково-оболонкової моделі, що подана в п. 4.2, а інтерфейс програмного забезпечення наведено в Додатку 3.

Розглянута надземна ділянка балкового переходу магістрального трубопроводу виконана із симетричним розташуванням проміжних опор та має типорозмір $\varnothing 720 \times 10$ мм. Загальна протяжність ділянки 60,5 м, кожна з проміжних опор розташована на відстані 17,5 м відносно краю ґрунту. Значення коефіцієнтів постелі ґрунту (k_g) у дослідженнях сягало від 1 МПа/м до 10 МПа/м, що характерно для піщаних матеріалів чи суглинків. Також розглядалися випадки для твердих порід ґрунту типу туфу, щільних вапняків, доломіту де коефіцієнт постелі перебуває у межах 50 – 100 МПа/м. Окремо вивчався випадок, коли ґрунтова основа переходу трубопроводу складалася із матеріалів підвищеної твердості, що характерні для гірських районів ($k_g = 1000$ МПа/м). Матеріал труб характерний для класу міцності K50 – K60 ($E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0,3$; $\sigma_{0,2} = 360$ МПа, $\sigma_B = 520$ МПа, коефіцієнт температурного розширення $\alpha_t = 1,58 \cdot 10^{-5} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$). На підставі літературних даних [10] прийнято, що густина нафтопродуктів 895 кг/м^3 , густина ґрунту сягає 2750 кг/м^3 , глибина прокладання трубопроводу – 1,2 м, а податливість (κ_i) в перерізі опорних елементів 0,1 м/MN.

Використовуючи програмне забезпечення, що реалізує наведені вище вирази п. 4.2 наведеної балково-оболонкової математичної моделі, зі значенням коефіцієнта постелі ґрунту (k_g) рівному 5 МПа/м, побудовано розподіл робочих згинних моментів, перерізувальних сил та реакцій опор (рис. 5.10), а також балкових напружень (рис. 5.11). Подані графічні результати сформовано в інтерфейсі розробленого програмного забезпечення.

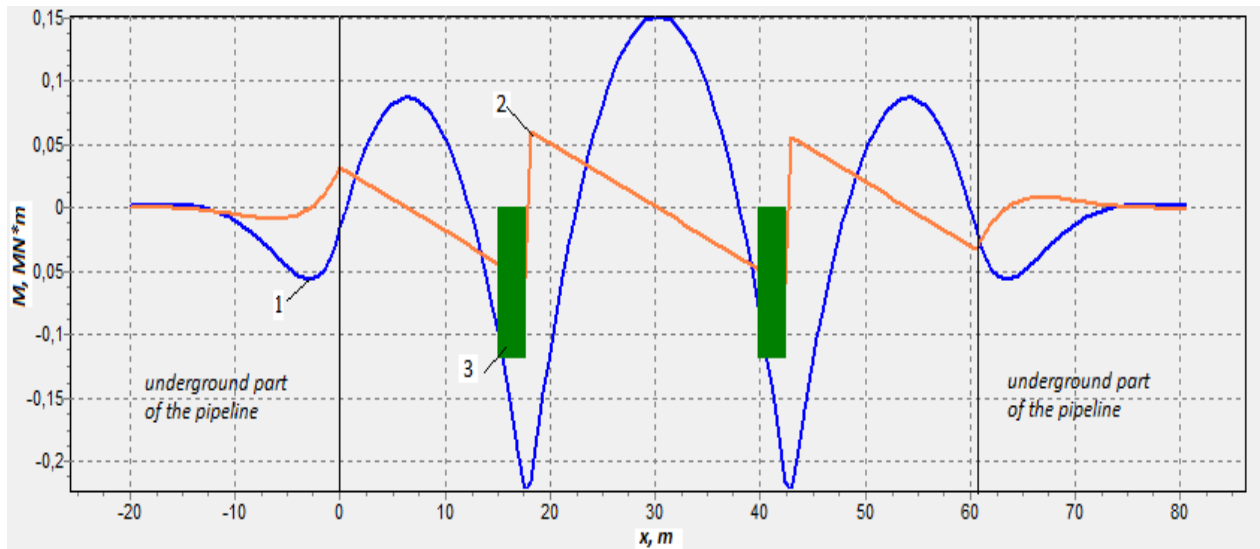


Рисунок 5.10 – Розподіл згинних моментів (1), перерізувальних сил (2) та величина реакцій проміжних опор (3) в надземній ділянці за коефіцієнта постелі ґрунту 5 МПа/м

Аналіз результатів визначених силових навантажень показує, що розподіл згинних моментів має хвилоподібний характер із максимальними значеннями над опорами ($-2,23333\text{E-}01$ МН·м) та по середині центрального прогону балкового переходу надземної ділянки ($1,51324\text{E-}01$ МН·м). В крайніх прогонах значення згинних моментів є дещо меншими ($8,69500\text{E-}02$ МН·м). Найменша величина згинних моментів, із поступовим знакозмінним затуханням, спостерігається в підземних частинах трубопроводу ($-5,57005\text{E-}02$ МН·м) та найбільшої величини досягають на відстані 3,0 м від краю ґрунту.

Величина перерізувальних сил має пилоподібний характер із максимальними значеннями в перерізі проміжних опор надземного переходу ($-5,58264\text{E-}02$ МН).

Опорні реакції є однаковими для проміжних опор через симетричності розглянутого надземного балкового переходу, та сягають $-0,119605$ МН.

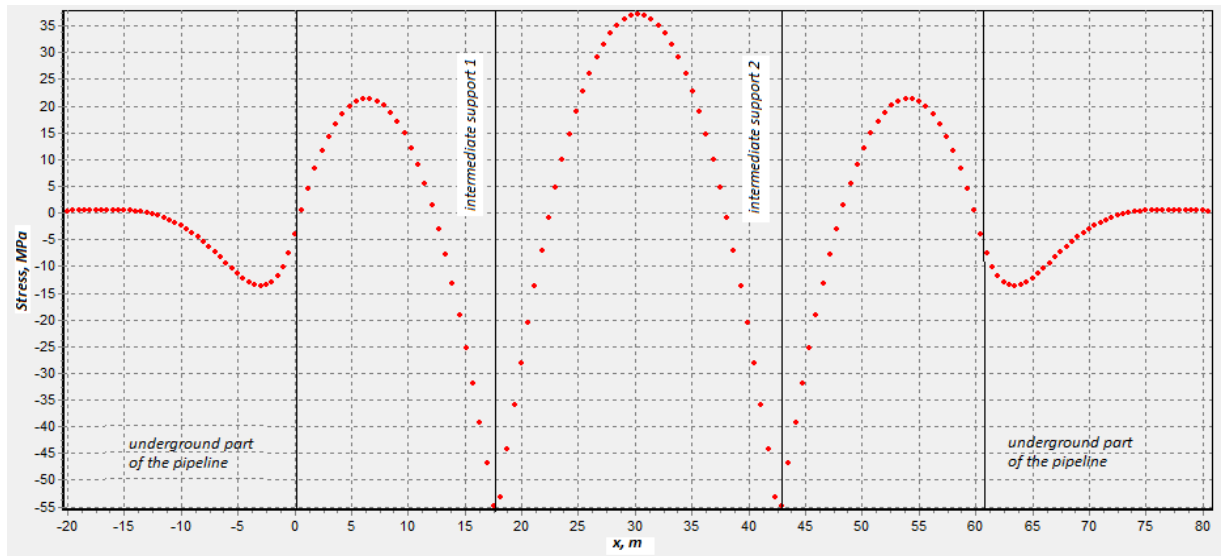


Рисунок 5.11 – Розподіл балкових напружень на нижній твірній трубопроводу двоопорного балкового переходу за коефіцієнта постелі ґрунту 5 МПа/м

Розподіл балкових напружень за характером зміни вздовж осі трубопроводу є близьким до розподілу згинних моментів. Найбільші напруження спостерігаються в перерізах проміжних опор ($-5,48528 \times 10^1$ МПа) та посередині центрального прогону ($3,71666 \times 10^1$ МПа). В крайніх прогонах максимальні значення напружень досягають $2,13557 \times 10^1$ МПа із поступовим зменшенням до $-1,36806 \times 10^1$ МПа в підземній частині трубопроводу на відстані 3,0 м від краю ґрунту. Далі відбувається затухання встановленого хвилеподібного розподілу напружень на відстані до 10 м – 15 м від краю ґрунту надземної ділянки.

Отже у разі прямолінійного розташування проміжних опор та нижньої твірної траншеї в місцях входу в ґрунт трубопроводу, різниця між максимальними напруженнями в центральному прогоні та над опорами може сягати до 40 %. Доцільно зазначити, що пружний характер ґрунту та податливість елементів проміжних опор призводять до деякого вертикального переміщення осі трубопроводу вниз. Внаслідок цього відбувається часткове розвантаження ділянок трубопроводу в місцях його входу в ґрунт. Також це призводить до того, що

максимальні значення згинних моментів та напружень зміщуються в підземну частину трубопроводу, що спостерігалось вище.

Для забезпечення рівності максимальних напружень виконано дослідження впливу регульованого вертикального положення опор (z_i) відносно осі трубопроводу. Встановлено, що опускання опор на 33 мм забезпечує рівність максимальних напружень в середньому прогоні та опорних перерізах. Отримані результати є однаковими для лівої та правої частин надземного переходу трубопроводу. Тому нижче, в табл. 5.5, наведено знайдені значення із заданими координатами (x , м) лише для першої половини розглянутої надземної ділянки магістрального трубопроводу. Зокрема подано значення для підземної частини трубопроводу, першої проміжної опори (17,5 м) та середини центрального прогону (30,25 м).

Таблиця 5.5 – Згинні моменти, перерізувальні сили та балкові напруження при опусканні проміжних опор на 33 мм ($k_g = 5,0$ МПа/м)

x , м	M , MN·m	Q , MN	σ^b , МПа
-3,00	-1,02002E-01	-8,62710E-03	-2,50527E+01
17,50	-1,87847E-01	-5,06111E-02	-4,61369E+01
30,25	1,88140E-01	1,87350E-16	4,62091E+01

Отже регульоване опускання проміжних опор на 33 мм вниз дасть змогу зменшити максимальні напруження по середині центрального прогону до 46,2 МПа. Напруження над опорами зростуть до величини 46,1 МПа. Отримані результати дають змогу сформулювати вимоги для забезпечення оптимального положення проміжних опор з погляду рівності максимальних напружень в двоопорному балковому переході. Абсолютне значення максимальних згинних напружень у надземній ділянці трубопроводу зменшується. Це підвищує несівну здатність та міцність трубопроводу загалом.

Аналогічні дослідження щодо отримання рівності максимальних напружень за заданого положення проміжних опор проведено для решти діапазону

коефіцієнтів постелі ґрунту ($k_g =$ від 1,0 до 1000 МПа/м) та $\kappa_i \neq 0$, що досліджується в роботі та наведено в додатка (Додаток К).

Встановлено, що для податливих ґрунтів ($k_g = 1,0$ МПа/м) величина опускання проміжних опор має сягати до 81 мм. Максимальні балкові напруження зафіксовано найдалше від краю ґрунту, на відстані 4,0 м. Однак збільшення значення коефіцієнта постелі ґрунту забезпечує зменшення величини опускання проміжних опор. У разі найбільш жорсткого ґрунту ($k_g = 1000$ МПа/м), величина опускання опор сягає 13 мм.

Варто зауважити, що наведені у табл. 5.5 та Додатку К значення регульованих переміщень (z_i) враховують податливість складових елементів ($\kappa_i = 0,1$ м/MN) в опорному перерізі, яка додатково впливає на переміщення опор вниз та залежить передусім від опорних реакцій. Для виконання проєктних розрахунків надземних ділянок зазвичай конструкція розглядається жорсткою, тому отримувані результати будуть відрізнятися від наведених вище. Через те вважали доцільним розглянути випадок жорсткого формування опорних перерізів без податливості опорних елементів ($\kappa_i = 0$).

Відповідно до зазначеного вище у Додатку К наведено результати дослідження умов забезпечення рівності максимальних напружень для жорстких опорних перерізів розглянутої надземної ділянки.

Порівняльний аналіз табл. 5.5 із даними в Додатку К показує, що відсутність переміщень в опорному перерізі збільшує величину регульованих переміщень для компенсації податливості опорних елементів. Оптимальні значення максимальних балкових напружень залишається близькими за величиною ($\sigma^b, \approx 46,0$ МПа). Аналогічні результати отримані для згинних моментів та перерізувальних сил в опорних перерізах надземної ділянки. Величина перерізувальних сил в спостережуваних ділянках трубопроводу між опорами є дещо вищою у разі жорстких опор.

Максимальні значення балкових напружень підземної частини трубопроводу локалізовано ближче до місця виходу труби з ґрунту ($x = 0 \dots 2,0$ м). Винятком є лише випадок із найподатливішим ґрунтом ($k_g = 1,0$ МПа/м), коли значення x

дорівнює 4,50 м. Для реалізації порівняльного аналізу отриманих результатів, на рис. 5.12 показано потрібну величину регулювальних переміщень для забезпечення рівності максимальних напружень в надземній ділянці магістрального трубопроводу за різних коефіцієнтів постелі ґрунту та характеристик проміжних опор.

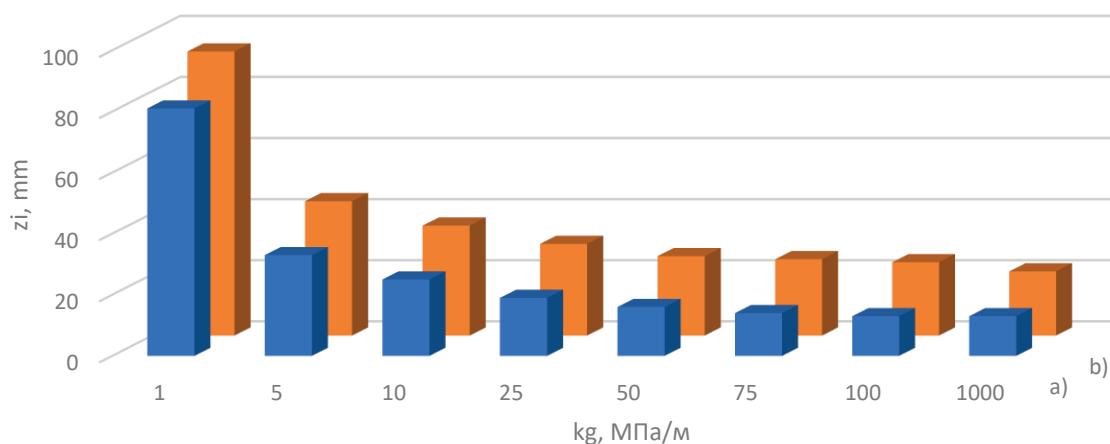


Рисунок 5.12 – Величина регулювальних переміщень проміжних опор: а) податливі опори; б) жорсткі опори

Отож не врахування податливості опор під час проектування надземних ділянок призводить до збільшення величини регулювальних переміщень. До того ж зростає вартість реалізації будівельних або ремонтно-відновлювальних робіт. Однак не забезпечує потрібного техніко-економічного ефекту, бо не досягається рівність максимальних напружень, а їхні абсолютні значення будуть вищими. Внаслідок цього навантаження на конструкцію надземної ділянки трубопроводу зростають, що буде зменшувати його несівну здатність, а за наявності дефектів матеріалу труб буде пришвидшуватися їхній розвиток.

5.3.2 Регулювання вертикального положення опор у польових умовах.

Для досліджень використовувалася модель триопорної надземної ділянки магістрального трубопроводу діаметром 530 мм та товщиною стінки 8,0 мм, для транспортування нафти. Використано розрахункову схему нерозрізної балки з

окремо встановленими опорами відповідно до розглянутої в роботі балково-оболонкової моделі надземної ділянки (п.4.2).

Конструктивна схема розглянутої надземної ділянки довжиною 78,7 м, показана на рис. 5.13. Тут висота ґрунту над підземною ділянкою прийнята 1,2 м, а податливість опор – 0,1 м/МН. Ґрунтову основу приймаємо характерною для гірських умов – суглинком, звідси його густина 2750 кг/м³; коефіцієнт жорсткості 10 МПа/м. Температурний перепад (Δt) прийнято за 40 °С. Розглядається магістральний нафтопровід із густиною транспортованого продукту 895 кг/м³ та внутрішнім тиском 4,2 МПа. Матеріал труб – низьколегована низьковуглецева сталь із межею міцності 510 МПа, межею текучості 345 МПа та коефіцієнтом надійності за матеріалом 1,4. Фізичні показники використаної сталі приймаємо такими: густина 7850 кг/м³; коефіцієнт Пуансона (μ) 0,3; модуль пружності (E) $2,06 \cdot 10^5$ МПа; коефіцієнт лінійного розширення (α_t) буде $1,2 \cdot 10^{-5}$ 1/°С.

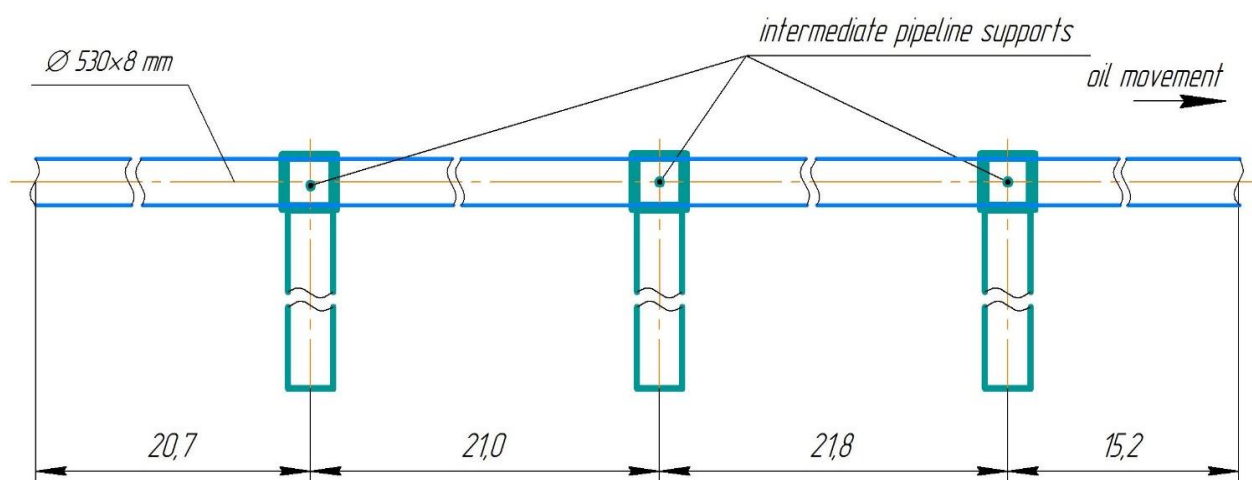


Рисунок 5.13 – Конструктивна схема розглянутої тріопорної надземної ділянки

Відповідно до прийнятих експлуатаційних та конструктивних умов спорудження у трубопроводі будуть виникати напруження: мембранні осьові від внутрішнього тиску; зумовлені перепадом температури та моментні. Результати розрахунку вертикальних переміщень осі трубопроводу по середині прогонів та над опорами, а також згинних моментів та моментних напружень, згідно з прийнятими умовами навантаження, наведено в табл. 5.6.

Таблиця 5.6 – Переміщення, згинні моменти та моментні напруження на нижній твірній трубопроводу надземної ділянки за прямолінійного положення опор

x, м	W, м	M, МН·м	Q, МН	σ^b , МПа
0	9,65808E-03	-5,44994E-02	2,68885E-02	-3,08788E+01
10,35	3,22037E-02	6,95012E-02	-2,64836E-03	3,93787E+01
20,70	6,60152E-03	-1,08690E-01	-3,21853E-02	-6,15827E+01
31,20	1,70145E-02	4,52667E-02	-5,61054E-04	2,56476E+01
41,70	6,21121E-03	-1,10887E-01	3,19318E-02	-6,28274E+01
52,60	2,89045E-02	6,57014E-02	1,22793E-04	3,72257E+01
63,50	5,61289E-03	-9,36745E-02	2,70456E-02	-5,30750E+01
71,10	1,03809E-02	2,97682E-02	4,32487E-03	1,68663E+01
78,70	6,38707E-03	-1,20176E-02	-1,61237E-02	-6,80902E+00

Отримані результати показують, що наявність податливості ґрунту призводить до загального зміщення надземної ділянки трубопроводу вниз. Найбільше переміщення спостерігається на початку та вкінці надземної ділянки: 9,6 мм та 6,3 мм відповідно. Щодо проміжних опор, то найбільше зміщення відбувається на першій опорі до 6,6 мм. Найбільші моментні напруження спостерігаються в перерізі проміжних опор та складають 61,58 МПа, 62,82 МПа та 53,07 МПа для першої, другої та третьої опори відповідно. Тому саме ці перерізи надземної ділянки розглянемо детальніше.

Для наступних досліджень розглядалися умови підймання надземної ділянки магістрального нафтопроводу над окремими опорами на висоту орієнтовно 100 мм. Це відповідає встановленим вище вимогам та достатньо для реалізації операцій заміни опорної частини або ремонту поверхні труб [34]. Використовувався описаний вище математичний апарат та програмне забезпечення, що наведено в роботах [53, 85, 88].

Почергове підймання трубопроводу над окремими опорами надземної ділянки дало змогу змодельовати процес ремонту окремого опорного вузла

надземної ділянки. Встановлювалася вісь трубопроводу, робочі зусилля та моменти, а також моментні напруження. Напруження найбільшими були, аналогічно до попереднього результату, над проміжними порами (табл.5.7).

Таблиця 5.7 – Моментні напруження на нижній твірній трубопроводу під час підіймання надземної ділянки над проміжною опорою на 100 мм

Проміжна опора		Напруження (σ^b), МПа		
		1	2	3
переміщення	1	-115,4	-29,4	-62,6
	2	-28,6	-115,1	-17,6
	3	-70,8	-26,4	-119,8

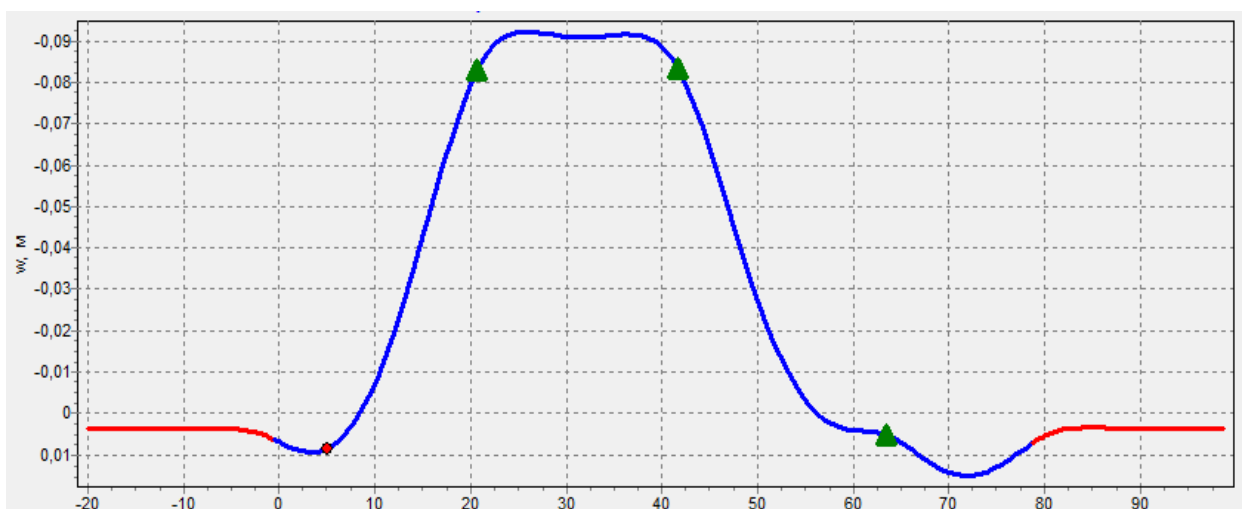
Отримані результати показують, що локальне підіймання першої опори призводить до зменшення напружень в околі другої опори майже вдвічі та часткового зростання навантаження на третій опорі. Аналогічний ефект зменшення напружень в околі другої опори та зростання напружень на першій опорі можна помітити з підійманням третьої опори. Однак у разі підіймання другої опори напруження в околі першої та третьої опор зменшуються майже вдвічі. Напруження в околі опори, яка підіймається, щоразу зростають вдвічі та перевищують 115 МПа. Тобто ремонтне зміщення на 100 мм вгору кожної з опор призводить до істотного перерозподілу моментних напружень на усіх решта прогонах розглянутої триопорної надземної ділянки. Відповідні зміни відбуваються також під час встановлення згинальних моментів в трубопроводі надземної ділянки.

Належить також враховувати дію температурних (від перепаду температур) та мембранних (від дії внутрішнього тиску) напружень. Ці напруження, за прийнятих умов експлуатації, сягли 78 МПа та – 99 МПа відповідно. Тоді сумарна дія напружень дає змогу оцінити запас міцності конструкції шляхом порівняльного аналізу із допустимим нормативним значенням. Відповідно до рекомендацій спеціальної літератури [34], враховуючи наявність двовісного напруженого стану,

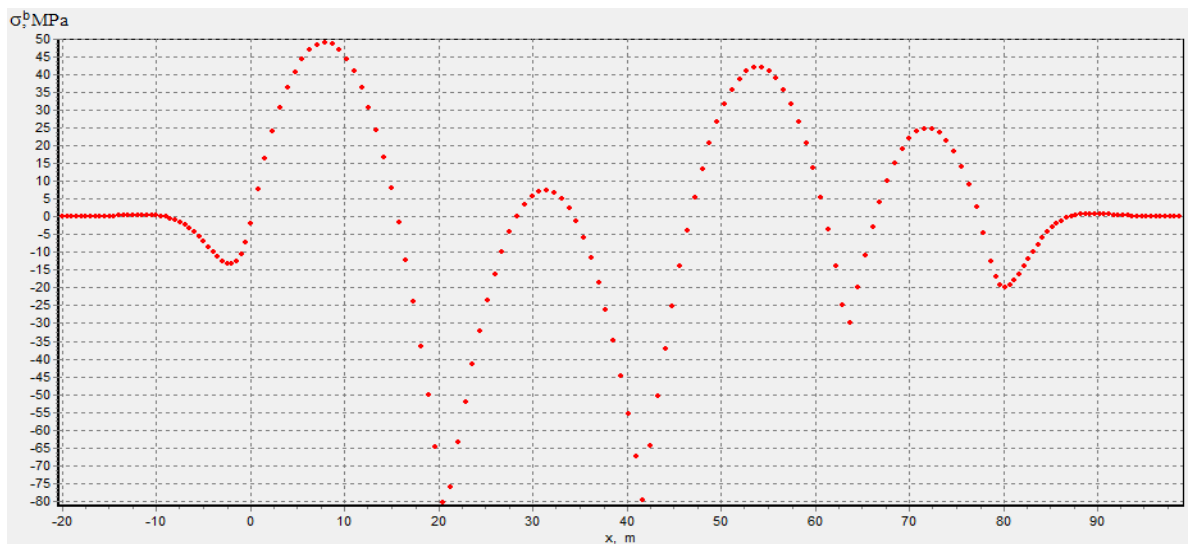
для розглянутої сталі трубопроводу, допустиме значення буде рівним 225 МПа для розтягальних та -103 МПа стискальних напружень відповідно. Як бачимо, перевищення стискальних напружень з підйманням опор є достатньо критичним. Тут існує небезпека виникнення незворотних пластичних деформацій типу гофр.

Отже сумарне значення напружень, що виникають в трубопроводі з його локальним підйманням над однією опорою на 100 мм перевищує нормативні значення допустимих стискальних напружень. Тут сумарні стискальні напруження від дії згинних моментів не можуть перевищувати орієнтовно -82 МПа, що дає змогу не перевищувати допустимі значення. Інакше існує небезпека утворення гофр. Для уникнення цього треба виконати підймання не лише ремонтваної опори, а також сусідніх із нею, що розвантажить ремонтвану опору.

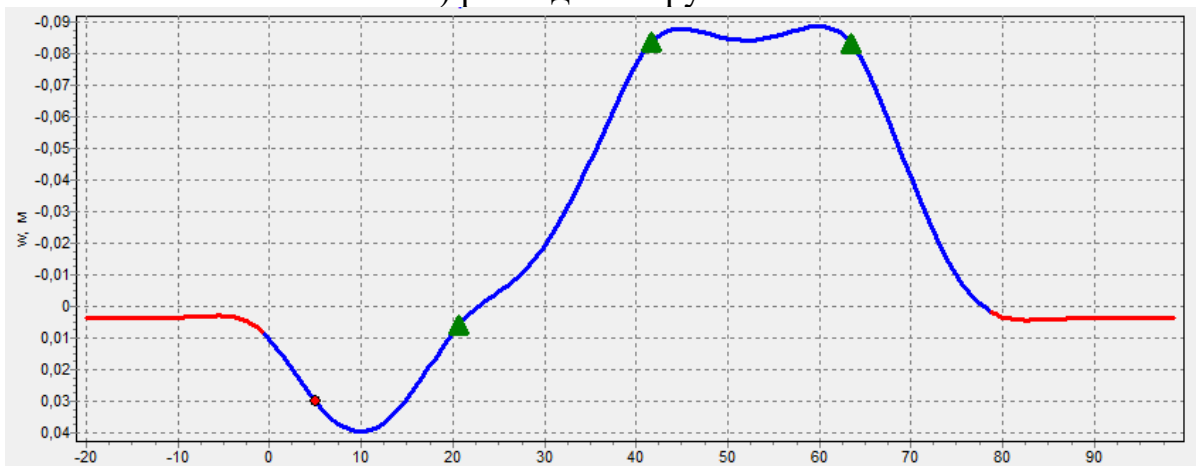
У цьому разі доцільно врахувати особливості конструктивного виконання. Зокрема останній, четвертий прогін надземної ділянки має значно меншу довжину порівняно із рештою. Тому підймання трубопроводу над сусідньою другою опорою може бути недостатнім, а права частина прогону обмежується відстанню до місця входу трубопроводу в ґрунт. Він створює пружно-пластичне защемлення трубопроводу. Для розглянутої надземної ділянки, з використанням описаної вище математичної моделі, виконано дослідження умов підймання трубопроводу над декількома опорами одночасно (рис. 5.14).



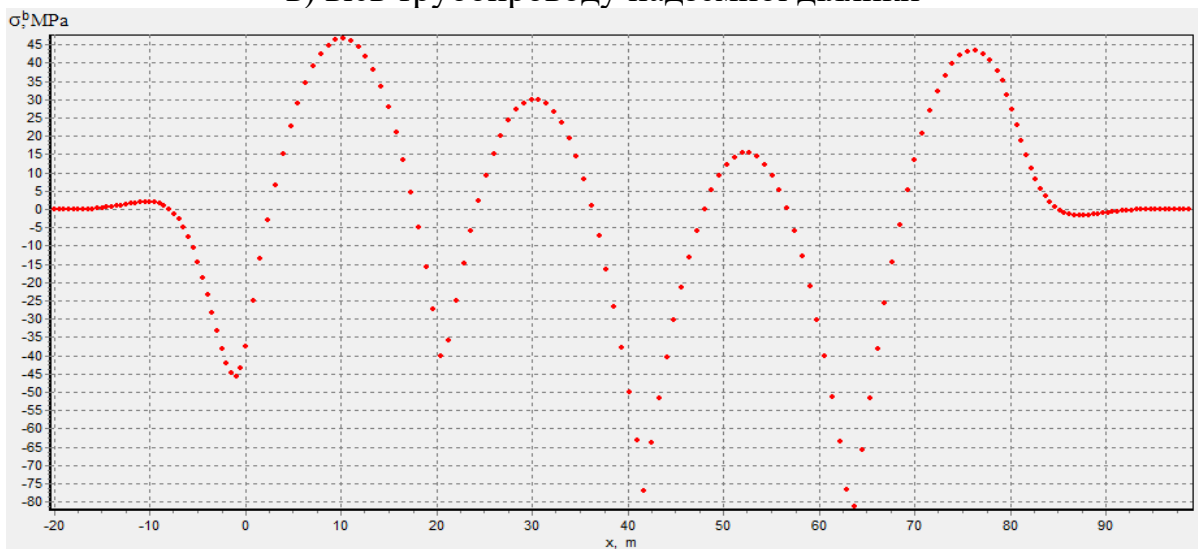
а) вісь трубопроводу надземної ділянки



б) розподіл напружень



в) вісь трубопроводу надземної ділянки



г) розподіл напружень

Рисунок 5.14 – Вісь трубопроводу та моментні напруження під час підймання трубопроводу над опорами на 90 мм: а), б) над першою та другою опорами; в), г) над другою та третьою відповідно (інтерфейс розробленої програми)

Тут (рис. 5.14) синім кольором показано надземну ділянку, а червоним – прилеглі до неї підземні частини трубопроводу відповідно. Встановлено, що під час підймання трубопроводу над першою опорою на 90 мм вгору, потрібно виконати також підймання на другій опорі на 90 мм. Це дасть змогу отримати більш плавний згин осі трубопроводу та досягти максимальних стискальних напружень до -80 МПа (рис. 5.14, а, б). У разі ремонту третьої опори максимальні стискальні напруження $\epsilon -81,3$ МПа досягаються під час її підймання другої та третьої опор на висоту не більше 90 мм (рис. 5.14, в, г). Встановлено, що підймання трубопроводу розглянутої надземної ділянки на більшу висоту призводить до перевищення допустимого рівня моментних напружень.

Отримані результати показують, що підймання двох сусідніх опор на 90 мм забезпечує формування моментних напружень, які не перевищують допустимого рівня. Тобто, можна отримати потрібне розвантаження опор та здійснити заплановані ремонтні операції. До того ж ремонт другої опори виконується незалежно від підймання першої або третьої опор відповідно. Тому для ремонту триопорної надземної ділянки треба проєктувати процес, враховуючи обов'язковий доступ до другої (центральної) опори. Так можна забезпечити умови міцності з огляду на рівень не лише розтягальних, а також стискальних напружень та усунути небезпеку виникнення незворотних пластичних деформацій.

5.3.3 Особливості ремонту опор багатопрогонових надземних ділянок магістральних трубопроводів у польових умовах. Проведений аналіз показує, що тривала експлуатація магістрального трубопроводу може сприяти виникненню умов, коли потрібно провести висотне регулювання опори [17, 34 – 37]. Основні причини, які обумовлюють такі заходи, в роботі запропоновано умовно згрупувати за напрямками:

- відновлення опорного елемента в перерізі труба – опорна частина;
- ремонтно-відновлювальні роботи на ростверку;
- відновлення опорних палів або стовпців;
- регулювання реакції опори чи згинального моменту в переході;
- усунення провисань трубопроводу над опорами.

Усі ці напрямки виконання ремонтно-відновлювальних робіт потребують вертикального переміщення трубопроводу над опорою. Це призводить до локального перевантаження матеріалу труби. До першого випадку (переріз труба – опорна частина) треба зарахувати передусім проведення відновлювальних робіт з ізоляції трубопроводу, що обпирається на опору. Тут спостерігається виникнення корозійних процесів, що активізуються через протікання паразитних струмів. Також можлива інтенсифікація процесів кородування безпосередньо несівної частини закріпленої до труби опорного вузла та його повна заміна (рис. 5.15).



Рисунок 5.15 – Руйнування в перерізі труба – опорна частина [34]

Ремонтні роботи на ростверку обумовлені його руйнуванням, яке залежить від умов експлуатації, матеріалу, з якого виготовлено елемент, та характеру діючих зусиль. Зокрема можна спостерігати руйнування залізобетонних елементів через малоциклові навантаження, обумовленні різноманітними зовнішніми впливами (сніговий та льодовий покрив, добові та сезонні коливання температур, тисків транспортованого продукту тощо). Також відкритість опорних вузлів призводить до потрапляння вологи в залізобетонний елемент, його викришування та незворотне пошкодження, кородування металевих елементів всередині тощо. У такому разі часто застосовують заміну ростверку на металеву балку відповідного до умов експлуатації поперечного перерізу [35]. Тоді підіймають трубопровід, видаляють залізобетонний ригель та встановлюють металевий ригель із металевими ковпаками (рис. 1.8 – рис. 1.11).

Також можливі ремонтні роботи із відновлення положення опорного вузла відносно ростверку, відновлення зруйнованої конструкції опорного вузла, особливо рухомого типу [34].

Ремонтні роботи із відновлення палів або стовпців обумовлені їхнім безпосереднім руйнування, причини яких описано вище. Також можливе виникнення причин, що обумовлені об'ємними факторами: обвалювання ґрунту на краях ярів, розмивання берегової лінії, просідання чи випинання опорних елементів внаслідок непрогнозованих переміщень ґрунту або перевантаження опори (рис. 5.16).



Рисунок 5.16 – Руйнування утримувальних опорних елементів: а) розмивання берегової лінії; б) зазор між трубопроводом і опорою

Як наслідок, утворюється зазор між надземною ділянкою трубопроводу та опорним елементом і перевантажуються решта опор, що призводить до негативних наслідків.

5.3.3.1 Ремонт залізобетонних елементів ванним способом. У разі руйнування залізобетонних ригелів (рис. 4.18), окрім їхньої заміни, можливе виконання ремонту безпосередньо в польових умовах. Зокрема якщо спостерігається поперечне руйнування арматурних елементів, то існує практика їхнього заварювання та подальшого бетонування [290, 291]. Тобто ремонт таких елементів може здійснюватися безпосередньо на об'єкті без демонтажу. Для цього застосовуються спеціальні технологічні прийоми стикування зварюванням

металевої арматури за допомогою технології, яка має назву «ванне зварювання» [292]. Тут можливі два шляхи розв'язання проблеми:

- стикування без спеціального розроблення залізобетонного елементу [290];
- стикування за допомогою вкладання нової арматури в зруйнованій корозією залізобетонній балці [291].

Зокрема у разі поперечного руйнування декількох арматур можна застосовувати зварювання стику згідно з першим способом за допомогою спеціальної підкладки та реалізації так званого «ванного» способу [290]. Згідно з ним виконують зазор між скошеними торцями стику рядів арматур, встановлюють сталеву скобу-накладку на перший ряд арматур, фіксують зварюванням сталеву скобу-накладку до арматур, виконують почергове ванне зварювання кожного з рядів арматурних стержнів. Сталеву скобу-накладку виконують рознімною (рис. 5.17), де однією частиною скоби-накладки охоплюють усі ряди арматурних стержнів, а другою однотипною частиною скоби-накладки охоплюють тільки один ряд арматурних стержнів.

Позначення згідно з рис. 5.17 такі: 1 – перший ряд арматурних стержнів; 2 – решта рядів арматурних стержнів; 3 – частина скоби-накладки, яка охоплює усі ряди арматурних стержнів; 4 – частина скоби-накладки, яка охоплює перший ряд арматурних стержнів; 5 – частина скоби-накладки, яка почергово охоплює решту рядів арматурних стержнів; 6 – зварний шов; 7 – зазор між скошеними торцями стику ряду арматурних стержнів. Далі виконують почергове ванне зварювання кожного з рядів арматурних стержнів з другою однотипною частиною скоби-накладки.

Спосіб ванного зварювання стику багаторядних арматурних стержнів виконують відповідно до [290] та позначень на рис.5.17: між першим рядом арматурних стержнів 1 та рештою рядів арматурних стержнів 2 формують спеціальний зазор 7 зі скошеними торцями відновлюваного стику усіх без винятку рядів арматурних стержнів. Далі встановлюють одну частину рознімної сталеві скоби-накладки 3, яка охоплює усі ряди арматурних стержнів від 1 до решти стержнів 2.

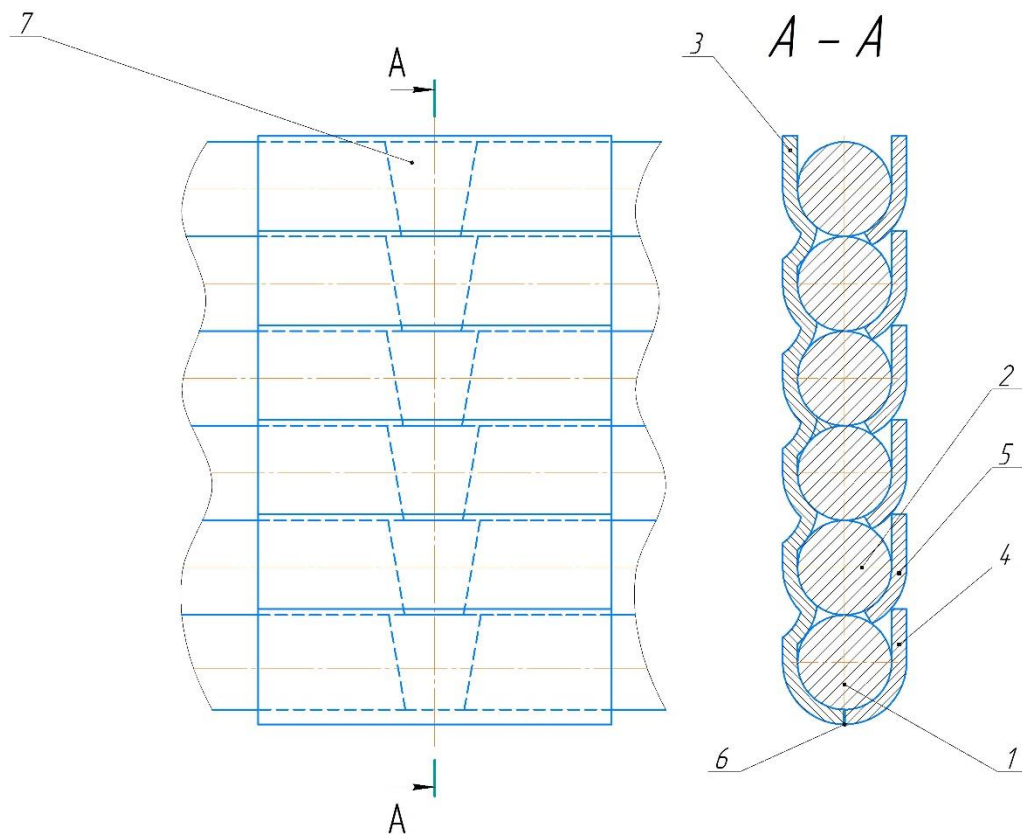


Рисунок 5.17 – Схема ремонту арматур стику залізобетонного елементу [290]

Фіксують спеціальну накладку за допомогою дугового зварювання в передзварювальне положення. Встановлюють другу частину скоби-накладки 4, яка охоплює перший ряд арматурних стержнів 1 та аналогічно фіксують зварюванням до першого ряду арматурних стержнів 1. Одну частину рознімної сталеві скоби-накладки 3 та другу частину скоби-накладки 4 зварюють між собою зварним швом 6. Виконують зварювання першого ряду стику арматурних стержнів 1 за допомогою спеціальної технології, яка називається «ванне зварювання» [290, 292]. Після зварювання першого ряду стику арматурних стержнів 1, встановлюють другу частину скоби-накладки 5, яка по чергово охоплює решту рядів арматурних стержнів 2 та фіксують зварюванням. Виконують ванне зварювання другого ряду стику арматурних стержнів [292]. Повторюють по чергово операцію із частиною скоби-накладки 5 до решти рядів арматурних стержнів 2. Виконують по чергове ванне зварювання решти рядів стику арматурних стержнів. Так можна сформувати

зварний стик зруйнованих арматурних стержнів внаслідок крихко-в'язкого розтріскування.

Складнішим у реалізації є процес ремонту, коли відбувається руйнування цілого проміжку арматурних стержнів внаслідок дії тривалої корозії в арматурних стержнях (рис. 5.18). Тут можна спостерігати не лише розтріскування поперек арматурного стержня, а також повздожнє руйнування волокон арматури.

Варто зазначити, що часто такі стики є небезпечними, оскільки вони можуть перебувати в такому стані тривалий час без значних візуальних зовнішніх змін. Однак короткочасне навантаження, особливо на бетонний наповнювач залізобетонного елемента, призводить до швидкого викришування та оголювання арматури. В наведеному прикладі (рис. 5.18), кородована ділянка арматурних стержнів була виявлена після детального обстеження та часткового руйнування бетонного наповнювача, що їх охоплював. Розміри руйнування внутрішніх несівних арматурних стержнів було встановлено лише експериментальним шляхом.



Рисунок 5.18 – Руйнування арматури залізобетонного елемента внаслідок тривалого кородування

Тому потрібно не лише стикувати елементи арматури за допомогою ванного зварювання, а замінювати окремі стержні на усьому пошкодженому проміжку залізобетонного елемента. У такому разі доцільно використовувати ремонтну

технологію, що запропонована в роботі [291]. Тут спосіб ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів передбачав аналогічне виконання зазору між скошеними торцями в поперечному перерізі арматурних стержнів. Але цей зазор для кожного ряду арматурних стержнів виконують із збільшенням відстані між торцями арматурних стержнів симетрично відносно поперечного перерізу арматурних стержнів. Сталеву скобу-накладку встановлюють окремо для кожного ряду арматурних стержнів. Відповідно до цього ванне зварювання здійснюють почергово для кожного ряду пакету арматурних стержнів з використанням вставок проміжних арматур, які розташовують між скошеними торцями арматурних стержнів. Схематично принципову схему реалізації способу складання та ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів для цієї технології відновлення показано на рис. 5.19.

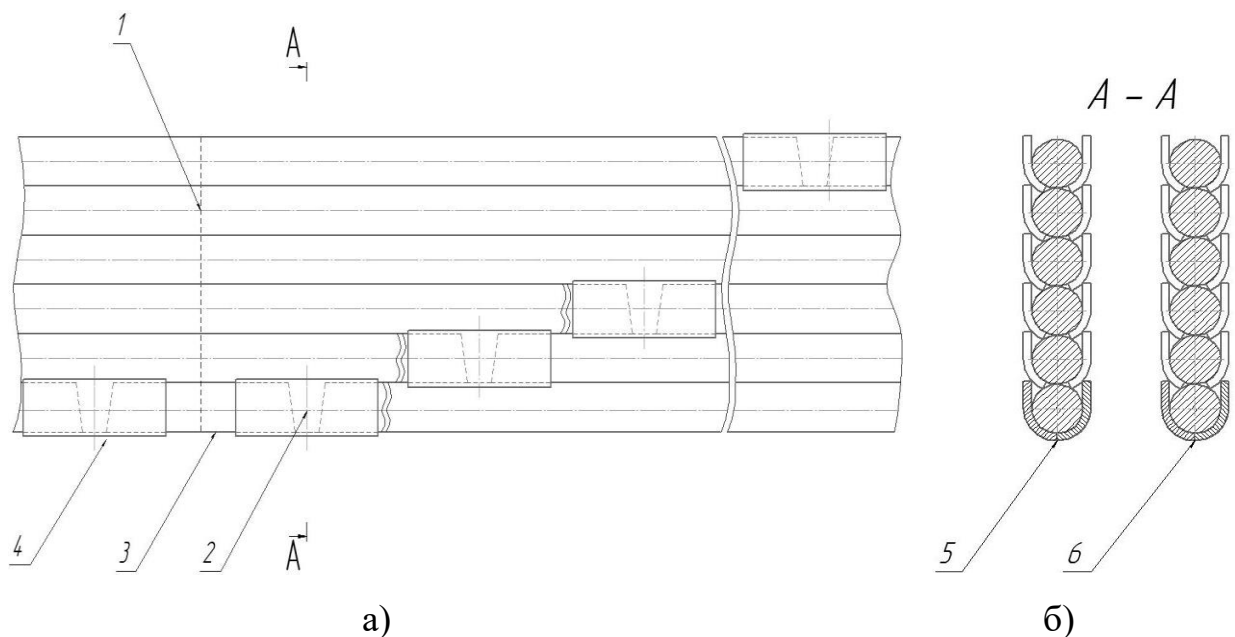


Рисунок 5.19– Принципова схема реалізації способу складання та ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів: а) вид збоку – складання стержнів; б) поперечний переріз – виконання стиків

Тут показано позначення: 1 – поперечний переріз стику пакету арматурних стержнів; 2 – зазор між скошеними торцями стику ряду арматурних стержнів; 3 – вставка проміжної арматури; 4 – скоба-накладка для ряду арматурних стержнів, 5

– внутрішній ряд пакету арматурних стержнів; 6 – зовнішній ряд пакету арматурних стержнів. Відновлюється пакет арматурних стержнів, тобто виконано два ряди арматурних стержнів, що значно обмежує робочий об'єм та ускладнює доступ до зварюваного стику арматур. Тому варто по чергово зварювати внутрішній та зовнішній ряди арматурних стержнів.

Спосіб реалізують так: для внутрішнього ряду пакету арматурних стержнів 5 та зовнішнього ряду пакету арматурних стержнів 6 виконують зазори 2 між скошеними торцями стику для кожного ряду арматурних стержнів із збільшенням відстані між торцями арматурних стержнів симетрично відносно поперечного перерізу 1 стику пакету арматурних стержнів. Встановлюють вставки проміжних арматур 3 для перших внутрішнього 5 та зовнішнього 6 рядів пакету арматурних стержнів. Встановлюють скоби-накладки 4 для ряду арматурних стержнів та фіксують їх зварюванням до рядів арматурних стержнів.

Виконують таким способом зварні шви перших внутрішнього 5 та зовнішнього 6 рядів пакету арматурних стержнів. Повторюють по чергово операції встановлення вставок проміжних арматур 3, встановлення скоб-накладок 4 та ванне зварювання швів для решти арматурних стержнів внутрішнього ряду пакету арматурних стержнів 5. Після зварювання внутрішнього ряду 5 пакету арматурних стержнів виконують операції встановлення скоб-накладок 4 та ванне зварювання швів для решти арматурних стержнів зовнішнього ряду 6 пакету арматурних стержнів.

Розглянута вище технологія була апробована на пакеті арматур несівних елементах мостової конструкції Західного регіону України (рис. 5.20).

Тут здійснювалася комбінована технологія ремонту, коли видалялася лише частина арматурних стержнів, яка зазнала корозії. Решта арматурних пакетів залишалася без змін та була несівним каркасом. До нього кріпилися нововстановлені арматури за допомогою металевих хомутів. Після стикування арматур та їхнього закріплення встановлювалася опалубка. Наступний етап передбачав бетонування відновленої ділянки залізобетонного елемента.



Рисунок 5.20 – Ремонтована ділянка залізобетонного елемента

Запропоновані технології зварювання арматурних рядів та пакетів дають змогу зменшити затрати часу на складання арматурних стержнів, підвищити продуктивність праці, покращити якість зварних стиків.

5.3.3.2 Методики виконання регулювальних операцій із заданого висотного положення опор. У разі надземних ділянок трубопроводів висотне регулювання опор є однією із ремонтно-відновлювальних операцій, що обумовлюють застосування підйимальної техніки. Проте не завжди є можливим використання потужних будівельних машин для реалізації таких робіт. Завадою цьому можуть бути значні матеріальні затрати на спорудження під'їзних шляхів до місця ремонту надземного переходу. Також обсяг ремонтних робіт може бути порівняно малий із застосовуваною багатотонажною технікою, відсутність такої техніки в районі проведення термінових робіт тощо. У такому разі використовують різноманітні спеціальні пристрої, що характеризуються малими габаритами та масою. Таке устаткування можна доправити до місця виконання робіт та провести ремонтно-відновлювальні роботи. Детально аналіз використання такого обладнання наведено в роботах [34, 37]. Зокрема тут подана характеристика таких мобільних пристосувань для підймання трубопроводу над опорою: а) рухомі клинові елементи, що поєднані між собою механічною гвинтовою передачею; б) пневматичні подушки із збільшеною вантажопідйимальністю; в) підйимальної

установки, яка поєднує між собою механічну та пневматичні системи тощо. Усі вони забезпечують підймання трубопроводу, розвантаження опорних елементів та доступ до місця виконання робіт. Для цього потрібен навчений персонал та наявність такого обладнання в місці проведення робіт.

В роботі [38] запропоновано використовувати систему підймання, що ґрунтується на застосуванні гідравлічного домкрату та спеціальних перехідних елементів: металевих підкладок (рис. 5.21, а).

Належить зазначити, що за невеликих опорних реакцій, які попередньо визначають за допомогою динамометричних скоб (рис. 5.21, б), достатнім є застосування як підкладки сегмента труби із труби аналогічного діаметру, що охоплює трубопровід ззовні. У цьому разі виконувалося відновлення ізоляційного покриття та опорно-роликового механізму. Перевагою такого підходу також є можливість доступу до утримуваної системи (ростверку та палів) загалом. Тут підймання трубопроводу здійснюється поза опорним вузлом.



а)



б)

Рисунок 5.21 – Підймання нафтопроводу за допомогою гідравлічного домкрату:
а) підймання над опорою; б) вимірювання реакції опори

Для контролю величини навантаження на трубопровід застосовується як проміжний елемент калібрована динамометрична скоба (рис. 5.21, б). Також

використовуються непрямі засоби контролю, які ґрунтуються на моніторингу геометричних розмірів опорних елементів та їхньої взаємодії із трубопроводом [272, 276]. Усі ці операції дають змогу виконувати постійний контроль за величиною реакції опори та діючих на трубу навантажень. Попередньо виконується розрахунок діючих навантажень та реакцій опор за допомогою показаної вище математичної моделі. Це дає змогу використовувати підймальний гідравлічний домкрат встановленої потужності та убезпечує від перевантаження безпосередньо трубопровід.

Однак, не завжди можна реалізувати підймальні операції за допомогою стандартного гідравлічного домкрату через малі геометричні розміри робочого обсягу між трубопроводом та опорою, через обмеженість доступу, великі переміщення важеля гідродомкрату тощо. В такому разі доцільно використовувати складніші технологічні схеми, які реалізують доступ в зону підймання через гідравлічні циліндри та проміжні гідравлічні насоси. Саме така схема подана в роботі [294] на підставі спеціального бандажу для створення внутрішнього тиску в підймальній системі за допомогою додаткового гідродомкрату. Контроль за тиском та уникнення гідравлічного удару під час руйнування сполучних гнучких елементів здійснюється за допомогою спеціальної конструкції *зворотних* клапанів [295, 296]. Вони встановлюються як проміжні з'єднувальні ланки та дають змогу здійснювати оперативну заміну проміжних ланок без втрати тиску в системі.

5.3.3.3 Конструювання модернізованої підймальної установки на базі гідроциліндру та гідродомкрату [294 – 296]. Застосування модернізованої підймальної установки дає змогу використовувати різноманітні за конструктивним виконанням гідроциліндри у поєднанні із стандартними гідродомкратами. Принципова схема установки показана на рис. 5.22. Вона містить гідравлічний циліндр 2, який встановлений на опорну плиту 1 та містить підймальний поршень 3. Конструкція гідроциліндру 2 вибирається із умов можливості встановлення на проміжку між опорою та підкладкою трубопроводу. Живлення гідроциліндра здійснюється від гідродомкрату 5, які між собою з'єднуються проміжними з'єднувальними ланками 4. Останні виготовляються із

армованих шлангів високого тиску. Бандаж 7 унеможливило підймання гідродомкрату 5. Відповідно тиск робочого середовища, який розвивається всередині гідродомкрату 5 за допомогою важеля 6, передається по армованих шлангах 4 (проміжні з'єднувальні ланки) до гідроциліндру 2. Останній створює відповідне підймальне зусилля поршня 3 гідроциліндру 2 для підняття трубопроводу 10. Живлення гідродомкрату 5 відбувається із резервуару 9 через всмоктувальну гнучку ланку 8. Аналогічно відбувається зворотній рух робочого середовища під час опускання трубопроводу.

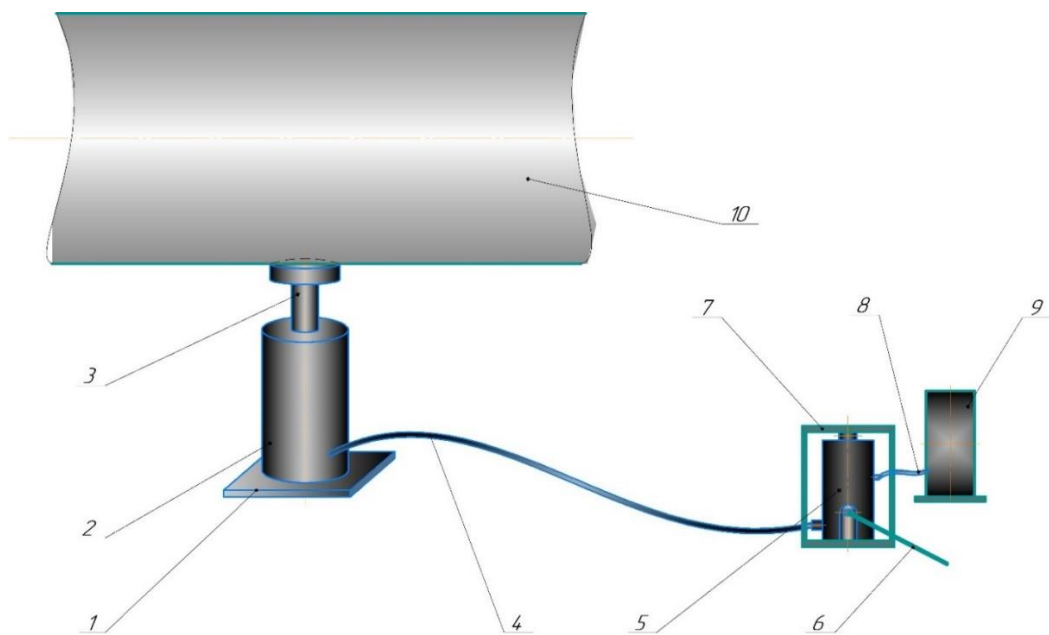


Рисунок 5.22 – Принципова схема підймальної установки трубопроводу над опорою: 1 – опорна плита; 2 – гідроциліндр; 3 – підймальний поршень гідроциліндра; 4 – проміжні з'єднувальні ланки; 5 – ручний гідравлічний домкрат; 6 – важіль; 7 – бандаж; 8 – всмоктувальна гнучка ланка; 9 – резервуар з робочою рідиною; 10 – трубопровід

Розглянута модернізована установка дає змогу здійснювати робочі рухи важелем 6, із створення потрібного у системі тиску, поза зоною підймання трубопроводу. Варто зазначити, що об'єм прокачування робочого середовища ручним домкратом є малим, а тому виграш в зусиллі підймання компенсується малими переміщеннями, а тому тривалим підйманням. Однак, зазначена конструктивна схема є мобільною, не потребує спеціального устаткування та може

забезпечувати роботи із підймання трубопроводів над опорами під час ремонтних робіт у важкодоступних місцях.

Важливо виконати правильне проєктування робочих перерізів бандажу для гідродомкрату. Для цього використовується методика, що детально розкрита в роботі [294]. Зокрема до основних етапів розрахунку входить:

- вибір основної та еквівалентної систем методу сил;
- побудова епюри згинальних моментів від зовнішнього навантаження та одиничних сил;
- запис та розв'язок системи канонічних рівнянь;
- побудова епюр внутрішніх силових факторів.

Розрахункова схема бандажу для будь-якої комбінації його розмірів показана на рис. 5.23, де прийнято: $\frac{b}{h} = n$; $\frac{l}{a} = m$.

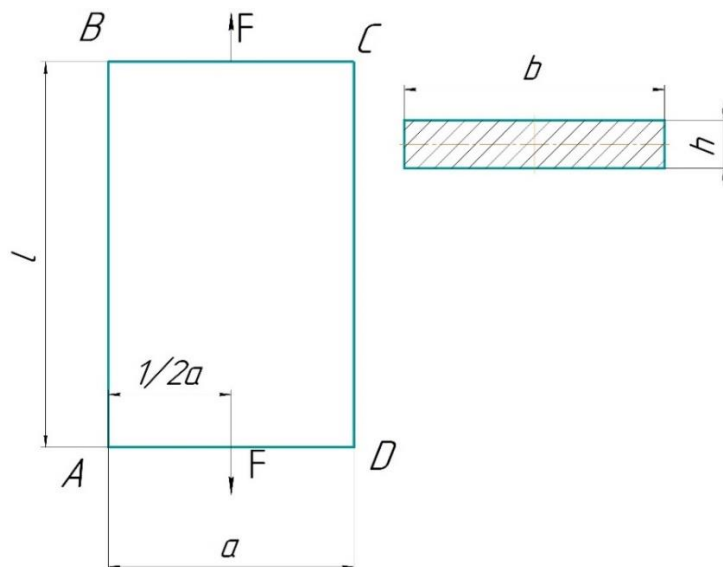


Рисунок 5.23 – Розрахункова схема бандажу

Потрібна товщина бандажу h визначається з умови міцності на згин (ланка BC), а перевірка міцності виконується для елементів, у яких виникає згинальний момент та поперечна сила (ланка AB), що особливо актуально за великих значень m , яке залежить від конструктивних розмірів гідродомкрата. Відповідно до [294], мінімальну товщину бандажу за допустимої міцності матеріалу $[\sigma]$ можна обчислити за формулою:

$$h_1 = \frac{1}{6c_1} \left[\left[-108D + 12\sqrt{3} \left[\frac{4c^2 + 27D^3 c_1}{c_1} \right]^{\frac{1}{2}} \right] c_1^2 \right]^{\frac{1}{3}} - \frac{2c_2}{\left[\left[-108D + 12\sqrt{3} \left[\frac{4c^2 + 27D^3 c_1}{c_1} \right]^{\frac{1}{2}} \right] c_1^2 \right]^{\frac{1}{3}}}, \quad (5.3)$$

де $c_1 = 4n(m+1) \cdot [\sigma]$; $c_2 = -2(m+1)F$; $D = -3Fa$.

Отриманий розв'язок дає змогу проектувати бандаж, враховуючи мінімальні розміри, ваги та характеристики мобільності.

5.3.3.4 Напружено-деформований стан нафтопроводу у разі його локального підіймання [91, 297]. Як встановлено вище, під час діагностування або ремонту нафтопроводів можлива ситуація із підійманням їх окремих ділянок. Для цього можна використовувати гідравлічні домкрати, на оголовки яких встановлюють спеціальні підкладки [297]. Проте зі значними піднімальними зусиллями в зоні їх прикладання в трубах можуть виникати надмірні напруження та різноманітні дефекти типу вм'ятин, гофр тощо.

В зв'язку з цим важливим є питання про геометричні розміри підкладок та допустиму величину прикладених зусиль. Однак доцільно враховувати, що такі роботи здебільшого виконуються вручну або з мінімальним ступенем механізації, тому важливо, щоб вага підкладок була за змогою меншою. Саме ці питання розглянуто в спеціальній літературі [91, 297] на підставі математичного моделювання методом скінченних елементів (МСЕ).

Числові дослідження проводилися для труб, що використовуються у магістральних нафтопроводах (ТУ 14-3-109 – 73, сталь 17Г1С, межа текучості 360 МПа, межа міцності 520 МПа). Значення густини матеріалу труби, $\rho = 7850 \text{ кг/м}^3$, модуль пружності $E = 206000 \text{ МПа}$ та коефіцієнт Пуасона $\nu = 0,3$ вибиралися відповідно до рекомендацій спеціальної літератури [34, 35]. За розрахункову схему прийнято жорстко закріплену на кінцях трубу довжиною l , що перебуває під дією

внутрішнього тиску P і сил від власної ваги труби та розподіленого по внутрішній поверхні труби навантаження від ваги нафти P_n (густина $\rho_n = 895 \text{ кг/м}^3$) з урахуванням зміни тиску за висотою перерізу. Посередині прогону на трубу через сегментну підкладку діє сила підняття F . Дослідження виконано для труби довжиною $L=10 \text{ м}$, зовнішнім діаметром $D = 720 \text{ мм}$ та товщиною стінки $\delta = 10 \text{ мм}$, яка перебуває під внутрішнім тиском $P = 2,0 \text{ МПа}$ товщина підкладки $\delta_0 = 12 \text{ мм}$. Відповідно до принципу Сен-Венана тип закріплення труби на краях за вибраної довжини L не повинен вплинути на розподіл напружень в зоні прикладення піднімальної сили, що є основним предметом досліджень.

Для дослідження напружено-деформованого стану вибраної розрахункові схеми геометрична модель труби розбивалася на об'ємні складові елементи. Для перевірки достовірності отримуваних результатів з застосуванням програмного забезпечення МСЕ виконано низку тестових розрахунків. Для розрахункової схеми визначені напруження для двох окремих типів навантаження: а) дія тільки внутрішнього тиску $P = 2 \text{ МПа}$; б) одночасна дія внутрішнього тиску $P = 2 \text{ МПа}$ та ваги труби з нафтою.

Аналіз отриманих даних показав, що наявність гідростатичного тиску нафти не впливає на радіальні напруження. Навантаження труби вагою нафти та труби змінює тільки осьові напруження. Розбіжність результатів перебувала у допустимих для інженерних розрахунків межах. Це вказує на можливість використання програмного забезпечення МСЕ для дослідження напруженого стану трубопроводу [91, 297].

Підкладка для підймання нафтопроводу здебільшого виготовляється із сегменту труби цього ж діаметру, що трубопровід. Товщину підкладки вибирали із застосовуваних в нафтопровідному транспорті труб діаметром 720 мм. Оптимальні розміри добирали шляхом покрокового наближення до потрібної конфігурації підкладки: мінімально допустимі розміри для забезпечення міцності. Розрахунок прямокутної в плані підкладки показав, що її краї не навантажені та з підйманням не контактують з трубою. Тому для рівномірнішого завантаження підкладки та зменшення її маси далі застосовувалася підкладка із заокругленими краями.

Проведені розрахунки показали, що раціональнішим щодо забезпечення міцності труби х мінімальною масою є підкладка із розмірами: ширина 300 мм, товщина 12 мм, довжина 250 мм, радіус заокруглення 50 мм. Вага підкладки – близько 7 kg.

Для вибраних розмірів підкладки проведено дослідження напруженого стану системи "труба-підкладка" залежно від прикладеного навантаження для двох конструктивно можливих випадків: 1) підкладка вільно без тертя прилягає до труби; 2) підкладка утворює з тілом труби одне ціле. У розрахунковій моделі прийнято, що піднімальна сила прикладається у центрі підкладки у вигляді рівномірно розподіленого навантаження по площі кола діаметром 50 мм. Зміна вздовж цієї нормалі еквівалентних напружень, обчислених за формулою Губера-Мізеса, за $F = 100$ кН для обох випадків показана на рис. 5.24.

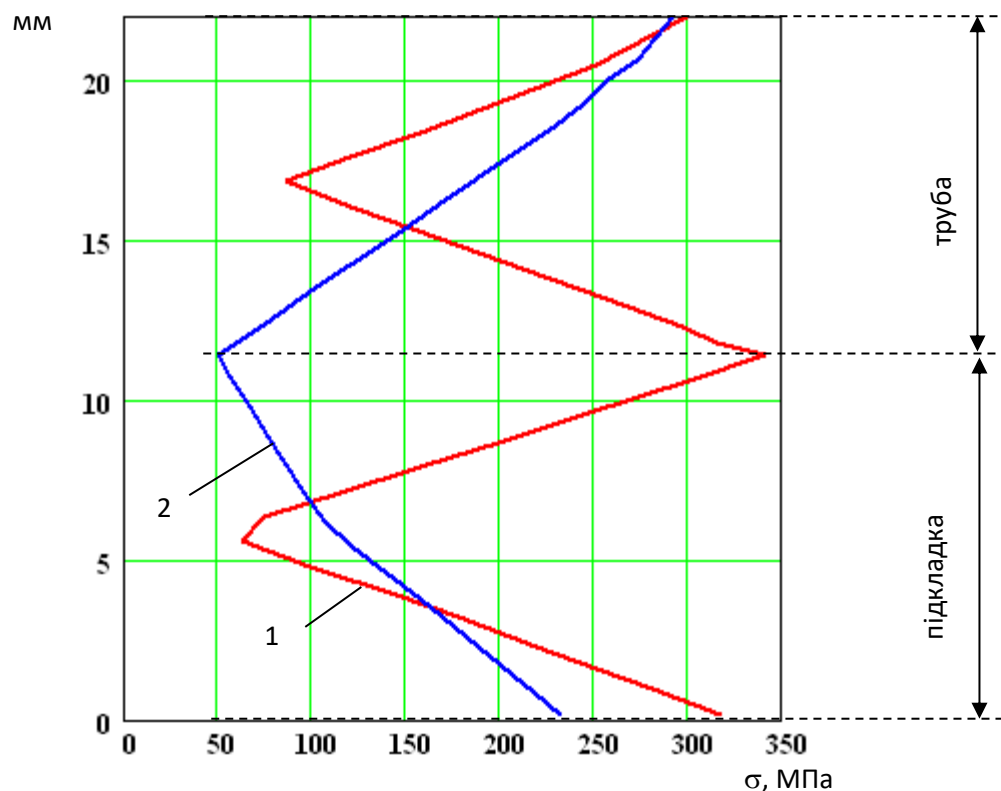


Рисунок 5.24 – Зміна напружень у перерізі моделі за різних умов контакту труби і підкладки: 1 – незалежне переміщення елементів, 2 – жорстке кріплення елементів між собою

Як бачимо, незалежно від величини піднімальної сили, найбільші напруження в трубі і підкладці виникають у точках нормалі, вздовж якої

спрямована ця сила. Розподіл напружень за товщиною системи «труба – підкладка» має пилоподібний характер із чітко вираженими екстремумами. Зокрема, для першого конструктивного випадку, максимальні значення еквівалентних напружень у підкладці виникають на зовнішній поверхні в центрі прикладання підйимального зусилля. Найбільш напружена точка у трубопроводі на зовнішній поверхні в місці контакту з підкладкою (327 МПа), а на внутрішній поверхні напруження сягає 305 МПа. На середній лінії труби та по середині перерізу підкладки напруження досягають мінімальних значень на рівні 114 і 61 МПа відповідно.

На рис. 5.25 у вигляді графіків наведено результати обчислень найбільших еквівалентних напружень у трубі та підкладці для різних значень підйимальної сили. Значно вищих допустимих значень зусилля підймання можна досягти, коли розглядати трубу та підкладку у вигляді одного цілого тіла (другий конструктивний випадок). В реальних умовах максимально до цього можна наблизитися у разі жорсткого кріплення, або приварювання підкладки до труби.

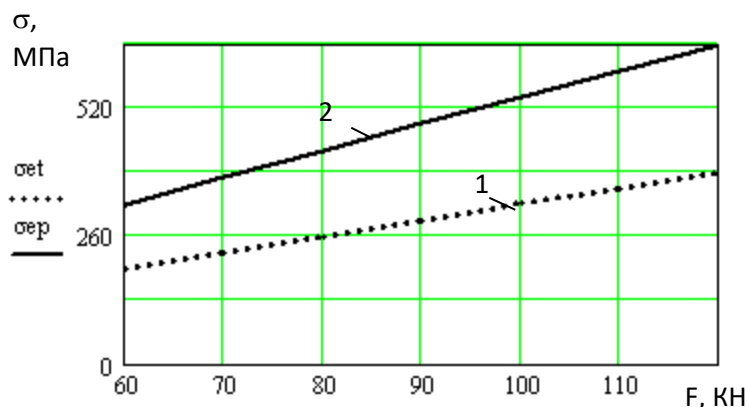


Рисунок 5.25 – Залежності найбільших еквівалентних напружень у трубі (σ_{et} , МПа – лінія 1) та підкладці (σ_{ep} , МПа – лінія 2) від підйимальної сили F , кН

Для цього випадку результати обчислень найбільших еквівалентних напружень, які виникають на зовнішній поверхні в центрі прикладання навантаження наведено в табл. 5.8. Величина допустимого зусилля підймання зростає майже вдвічі. Величина максимальних переміщень сягає 4,17 мм проти

6,02 мм за незалежного переміщення підкладки та труби. Тобто, внаслідок зростання жорсткості трубопроводу зменшується величина вминання труби від дії зусилля підіймання.

Таблиця 5.8 – Напруження та переміщення в трубопроводі із жорстко закріпленою підкладкою

F, кН	60	70	80	90	100	110	120
max σ_e МПа	206	231	257	283	314	344	372
f max, мм	2,32	2,78	3,24	3,71	4,17	4,62	5,08

Аналіз результатів показує, що окремі компоненти напружень можуть перевищувати межу текучості матеріалу. Для збільшення зусилля підіймання потрібно конструювати підкладки складнішої конфігурації, що забезпечить вищу стійкість до деформування під час підіймання та напружений стан в трубі не більше $0,9 \cdot \sigma_T$.

На рис. 5.26 показано загальний вигляд та конструктивні розміри такої суцільнолитой підкладки із плоскою основою. Тут ширина та довжина є аналогічна до наведеної вище, а товщина змінюється за радіусом труби, яка підіймається для виконання ремонту.

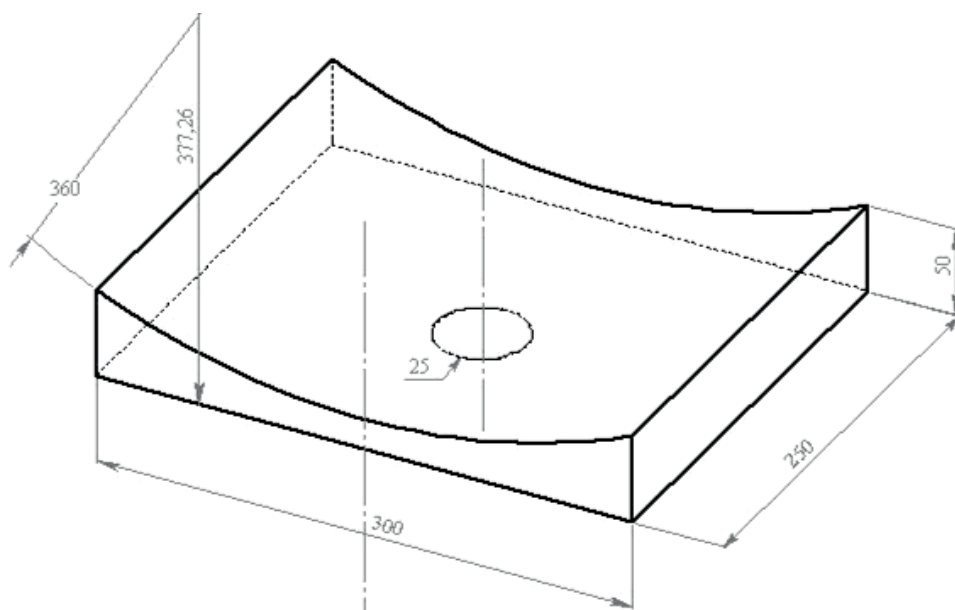


Рисунок 5.26 – Загальний вигляд суцільнолитой підкладки

Результати дослідження максимальних значень еквівалентних напружень для такої моделі наведено в табл. 5.9.

Таблиця 5.9 – Напруження та переміщення в системі «труба – суцільнолита підкладка»

Р, КН	60	70	80	90	100	110	120
$\sigma_{\text{екв внутр}}$, МПа	155,1	170,4	185,8	201,2	216,6	232,0	247,4
$\sigma_{\text{екв зовн}}$, МПа	85,6	107,8	130,2	152,8	175,5	198,2	221,0
$f_{\text{макс}}$, мм	2,40	2,91	3,42	3,93	4,44	4,94	5,45
Р, КН	130	140	150	160	170	180	190
$\sigma_{\text{екв внутр}}$, МПа	265.6	281.2	296.8	312.4	328.0	343.6	359.2
$\sigma_{\text{екв зовн}}$, МПа	240.3	262.8	285.3	307.8	330.3	352.8	375.3
$f_{\text{макс}}$, мм	5,962	6,47	6,978	7,48	7,995	8,504	9,012

Отже застосування нового типу підкладки дає змогу збільшити силу підіймання. Аналіз отриманих результатів показує, що характер розподілу напружень за товщиною також є пилоподібний. Однак чітко виражені екстремуми, а також максимальні значення спостерігаються у підкладці. Для труби характерною є більш плавна зміна напружень за товщиною. Залежно від величини зусилля підіймання, максимальні значення напружень спочатку спостерігаються на внутрішній поверхні труби, а у разі значних зусиль – на зовнішній. Це можна пояснити поступовим перевищенням напружень, які спричинені підіймальною силою над напруженнями, що зумовлені внутрішнім тиском.

В підсумок варто зазначити, що локальне підіймання ділянок трубопроводу є причиною складного напруженого стану в його матеріалі. Встановлено, що для підкладки із розмірами 12×250×300 мм, допустимим зусиллям підіймання трубопроводу 720×12 мм, є 100 КН. Показано, що жорстке кріплення підкладки до труби дає змогу збільшити зусилля підіймання до 110 КН. Із підійманням трубопроводу спостерігаються значні деформації зминання труби. Зміна напружень за перерізом має коливний характер із чітко вираженими екстремумами

максимальних напружень в ділянці контакту труби із підкладкою та ділянці прикладання зусилля, а також мінімальних значень на середній лінії труби та по середині перерізу підкладки. Для збільшення зусилля підймання потрібно конструювати підкладки складнішої конфігурації. Зокрема показано, що застосування жорсткої суцільнолитої підкладки дає змогу збільшити зусилля підймання до 180 КН. Отже, потрібно застосовувати спеціальні проміжні підкладки для уникнення пластичних деформацій в трубопроводі.

Висновки до розділу 5

1. Розроблено та впроваджено галузеву комплексну методику встановлення працездатності зварних з'єднань тривалоексплуатованих трубопровідних систем та зосереджених об'єктів. Методика охоплює застосування адаптованого до зварних стиків трубних сталей методу LM-твердості, дає змогу встановлювати лінійні розміри зони термодформаційного впливу зварних стиків труб, визначати залишкові напруження в околі кільцевого шва магістрального трубопроводу на підставі експериментально-розрахункового методу, а також визначати напружено-деформований стан надземних переходів із проміжними опорами трубопроводів.

2. Показано, що встановлення статичної міцності зварних стиків трубопроводів із високоміцних сталей за наявності поверхневих дефектів потребує визначення не лише експлуатаційних навантажень, а також робочих залишкових напружень та геометричного положення дефекту. Складний характер залишкових напружень, який містить декілька локальних максимумів, призводить до неоднозначного впливу на числове значення величини коефіцієнта запасу міцності.

3. Вивчено характер та величину згинних моментів, перерізувальних сил та балкових напружень за різної величини постелі ґрунту двоопорного надземного переходу. Показано, що різниця між максимальними напруженнями в центральному прогоні та опорному перерізі може сягати до 40 %. Розглянуто задачу про забезпечення рівності максимальних балкових напружень шляхом вертикального переміщення проміжних опор.

4. Досліджено особливості виконання ремонту шляхом підймання трубопроводу у разі багатоопорної надземної ділянки магістрального трубопроводу. На прикладі триопорної надземної ділянки вивчено умови виконання ремонту із підйманням трубопроводу над опорою. Встановлено, що доцільно здійснювати одночасне підймання трубопроводу над двома сусідніми опорами, що забезпечує його часткове розвантаження. Показано, що потрібно виконувати розрахунок допустимого рівня підймання трубопроводу над опорами в кожному випадку індивідуально.

5. Розглянуто особливості ремонту залізобетонних елементів трубопровідного транспорту в польових умовах. Запропоновано способи ванного зварювання окремих рядів та пакетів багаторядних арматурних стержнів, що підвищують продуктивність ремонту арматурних стержнів та зменшення собівартості скоб-накладок.

6. Запропоновано модернізовану підймальну установку, яка забезпечує потрібну мобільність під час ремонту опорних вузлів магістральних трубопроводів. Розглянуто методику розрахунку бандажу для довільних розмірів гідродомкрата. Отримано розв'язувані рівняння для проектування конструктивних розмірів спеціального бандажу. Вивчено умови підймання ділянки трубопроводу за допомогою гідравлічного домкрату із спеціальною підкладкою. Розроблено конструктивні розміри підкладок для підймання трубопроводу та проаналізовано умови їхньої роботи.

ВИСНОВКИ ДО РОБОТИ

За результатами виконаних досліджень та застосованих експериментально-розрахункових підходів до встановлення технічного стану тривалоексплуатованих трубопровідних систем у дисертаційній роботі розв'язано важливу науково-технічну проблему підвищення надійності магістральних трубопроводів на підставі розвитку підходів до моніторингу технічного стану матеріалу труб, в тому числі зварних з'єднань із високоміцних трубних сталей та надземних ділянок магістральних трубопроводів, а саме:

1. На основі встановленої закономірності тренду показників надійності тривалоексплуатованих газопровідних систем щодо визначення охоронних зон розроблено методику визначення розмірів охоронної зони окремого магістрального газопроводу. Вивчено динаміку виникнення аварійних ситуацій у трубопроводах, яка підпорядковується розподілу Вейбулла. Сформульовано вимоги до величини охоронних зон з метою ефективного економічного використання державних природних ресурсів та отримано функціональну залежність щодо досягнення максимального прибутку від скорочення охоронних зон та ймовірності виникнення аварійних ситуацій. На прикладі лінійної частини газопроводу «Братерство» показано, що допустимим є зменшення охоронних зон на 18 % для отримання максимального прибутку від вивільнених площ.

2. Розроблено методику використання для зварних стиків труб методу LM-твердості для оцінки пошкоджуваності матеріалу за значеннями коефіцієнту гомогенності Вейбулла, що узгоджується із положеннями про будову зварних з'єднань та результатами металографічного аналізу. Вперше показано, що використання методу LM-твердості адаптованого для трубопроводів забезпечує оцінку пошкоджуваності структурно неоднорідних зварних стиків із високоміцних сталей трубного типу у поєднанні із аустенітними та ферито-перлітними зварними швами. Розроблено метод ідентифікації лінійних розмірів зони термодформаційного впливу в стику труб та зумовленої термічним циклом

зварювання за результатами експериментальних металографічних досліджень зони термічного впливу зварного з'єднання. Розроблено метод встановлення компонентів поля пластичних деформацій зумовлених зварюванням у високоміцних сталях трубного типу на підставі експериментальних вимірювань компонент напружень на поверхні стику.

3. Розвинуто математичну модель експериментально-розрахункового методу визначення напружено-деформованого стану в стикових зварних з'єднаннях із кільцевими швами для випадку оболонкових конструкцій із матеріалів, схильних до низькотемпературних структурних змін під дією термодеомаційного циклу зварювання. Отримано залежності для визначення залишкових напружень у прямолінійних та колових зварних швах. Запропоновано методику визначення початкових показів приладів для неруйнівного визначення напружень в зоні термічного впливу з'єднань. Розроблено підхід до розрахунку коефіцієнтів запасу міцності крихкого та в'язкого руйнування для балкового надземного переходу та сумісної дії внутрішнього тиску, залишкових зварювальних, осьових та моментних напружень. Виконано розрахунок міцності надземної триопорної ділянки трубопроводу за наявності півкільцевої тріщини в стику труб, показано, що складова напруженого стану від дії згинальних моментів може сягати третини від загального сумарного рівня напружень. У разі врахування залишкових зварювальних напружень критичнішим є розташування дефекту на внутрішній поверхні.

4. Розвинуто балково-оболонкову математичну модель для розрахунку надземних частин та прилеглих підземних ділянок балкового переходу магістрального трубопроводу із проміжними податливими опорами, пружною деформацією ґрунту та висотним регулюванням положення опор. На прикладі триопорної надземної ділянки вивчено умови виконання ремонту із підйманням трубопроводу над опорою. Показано, що залежно від конструктивного виконання та умов спорудження висота підймання трубопроводу може досягатися з одночасним підйманням над двома сусідніми опорами для забезпечення вимог нормативних документів. Запропоновано методику розрахунку міцності

надземного переходу, що споруджений за схемою труба в трубі за результатами обстежень. Для надземного переходу МН «Дружба-1» $\varnothing 530 \times 10$ мм із кожухом $\varnothing 1020 \times 12$ мм та однією проміжною опорою через притоку р. Опір у Карпатах визначено міцнісні характеристики та проведено порівняльний аналіз із експериментальними вимірюваннями прогину кожуха.

5. Виконано дослідження на циклічну тріщиностійкість стандартних компактних взірців із зварних з'єднань сталей підвищеної міцності трубного типу. Побудовано кінетичні діаграми росту втомних тріщин для різних структур зварних швів: аустенітної, ферито-перлітної та комбінованої. Встановлено, що застосування електродів із ферито-перлітною та аустенітною структурами дають змогу отримати вищу тріщиностійкість порівняно з основним металом лише у межах другої ділянки Періса, тоді як на першій і третій їх показники гірші. Дослідження ударної в'язкості показали, що аустенітний метал шва має найвищий опір крихкому руйнуванню. Фрактографічний аналіз аустенітних швів виявив найвищу енергоємність руйнування за динамічних навантажень. Незалежно від використаних електродів, значення ударної в'язкості металу зони термічного впливу завжди було найнижчим. Вивчено корозійну тривкість досліджуваних взірців із високоміцної сталі за різних структур зварних швів. Встановлено, що найвища корозійна тривкість характерна для аустенітної структури зварного шва упродовж усього часу випробувань.

6. Розроблено математичне та програмне забезпечення для реалізації завдань, пов'язаних із моніторингом технічного стану та напружено-деформованого стану зварних стиків труб та надземних ділянок магістральних трубопроводів із проміжними опорами. Вивчено характеристики діючих навантажень у двоопорному надземному переході за різної величини постелі ґрунту та висотного положення проміжних опор. Показано, що різниця між максимальними напруженнями в центральному прогоні та опорному перерізі може сягати до 40 %. Визначено величину регульовальних переміщень проміжних опор для забезпечення рівності максимальних балкових напружень в трубопроводі. Досліджено вплив осьових та кільцевих напружень, зумовлених зварюванням високоміцних сталей на

коефіцієнт запасу міцності трубопроводу із поверхневим дефектом. Показано, що стискальні зварювальні напруження підвищують коефіцієнт запасу міцності, а розтягувальні напруження навпаки значно його зменшують. Щодо високоміцних сталей, найменші значення коефіцієнтів запасу міцності встановлено в зоні термодформаційного впливу зварного стику труб. За однакових геометричних розмірів дефектів, небезпечнішими є дефекти, що розташовані на внутрішній поверхні труби, оскільки коефіцієнти запасу міцності є меншими.

7. Вивчено особливості ремонтного виготовлення зварних ригелів опор надземних переходів двотаврового перерізу та вплив процесу зварювання на їхні залишкові деформації. Досліджено структуру, механічні властивості та фрактографію руйнування арматури тривалоексплуатованих залізобетонних несівних елементів. Запропоновано способи ремонтно-відновлювального зварювання арматурних стержнів із врахуванням їхнього конструктивного виконання та особливостей руйнування. Досліджено механічні властивості металеві несівної балки після тривалого зберігання. Вивчено умови підймання магістрального нафтопроводу над опорою. Запропоновано модернізовану установку для підймання трубопроводу гідроциліндром із використанням бандажу для гідравлічного домкрату. З використанням числових методів та тривимірного моделювання запропоновано конструкцію проміжних підкладок підйимальної установки, що враховує наявні зусилля та забезпечує зменшення навантажень на трубопровід з його підйманням.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Крижанівський Є. І., Гончарук М. І., Грудз В. Я., Козлов А. В., Кондрат Р. М. Енергетична безпека держави: високоефективні технології видобування, постачання і використання природного газу. Київ: Інтерпрес ЛТД, 2006. 282 с.
2. Ковалко М. П., Грудз В. Я., Михалків В. Б., Тимків Д. Ф. Шлапак Л.С. Трубопровідний транспорт газу. Київ: АренаЕКО, 2002. 600 с.
3. Грудз В. Я., Грудз Я. В., Костів В. В., Михалків В. Б., Тараєвський О. С., Тимків Д. Ф. Технічна діагностика трубопровідних систем: *монографія*. Івано-Франківськ: Лілея-НВ, 2012. 512 с.
4. Грудз В. Я., Тимків Д. Ф., Михалків В. Б., Костів В. В. Обслуговування і ремонт газопроводів: *монографія*. Івано-Франківськ : Лілея-НВ, 2009. 711 с.
5. Середюк М. Д. Проектування та експлуатація нафтопродуктопроводів: *монографія*. Івано-Франківськ: Факел, 2002. 282 с.
6. Середюк М. Д., Якимів Й. В., Лісафін В. П. Трубопровідний транспорт нафти і нафтопродуктів: *підручник*. Івано-Франківськ: Кременчук, 2001. 517 с.
7. ПАТ "НК "Ойл-Сіті". Про компанію. Система магістральних нафтопроводів України URL: <http://oilcity.dp.ua/pro-kompaniyu> (дата звернення: 09.04.2025 р.).
8. Грудз В. Я., Грудз Я. В., Боднар В. М. Підвищення надійності експлуатації систем газопостачання на основі оптимізації обслуговування. *Прикарпатський вісник НТШ*. 2018. №2(46). С.137-150.
9. Silva A., Evangelista Luís, Ferreira Cláudia, Valença Jónatas, Mendes Maria Towards resilient pipeline infrastructure: lessons learned from failure analysis. *Discover Applied Sciences*. 2024. Vol. 6, no. 11. DOI: 10.1007/s42452-024-06273-7
10. Luchko J. & Ivanyk E. Diagnostics of the main gas pipelines and assessment of their residual life under the conditions of long-term operation. *Scientific journal of the Ternopil national technical university*. 2017. № 87. P. 48 - 63. DOI: 10.33108/visnyk_tntu2017.03.048.

11. Медведик О. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Слободян Б. В. Оценка напряженного состояния потенциально опасных участков магистральных трубопроводов. Диагностика – 2002: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи. Т.1. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром, Ч.1. 2002. С. 58 – 61.

12. Банахевич Ю. В., Коваль Р. И., Зубик Й. Л., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Диагностика технического состояния магистральных газопроводов УМГ «Львовтрансгаз». Диагностика – 2002: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи. Т.1. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром. Ч.2. 2002. С. 134 – 138.

13. Filipchuk, O., Grudz, V., Marushchenko, V., Myndiuk, V., Savchuk, M. Development of cleaning methods complex of industrial gas pipelines based on the analysis of their hydraulic efficiency. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2018. Vol. 2, no. 8 (92). P. 62–71. DOI: 10.15587/1729-4061.2018.126590

14. Петровський Б.С., Лаус А.І., Савула С.Ф. та ін. Відновлення герметичності запірної арматури магістральних газопроводів: навчальна книга. Тернопіль: Богдан, 2007. 170 с.

15. Клюк Б.О. Газонафтопроводи: оптимізація їх спорудження, експлуатації та захист природи / заг. ред. І. Капцов, І. Фик. Харків: УкрНДІГаз, 2000. 186 с.

16. Осадчук В. А., Андрейків О. Є., Банахевич Ю. В., Драгілев А. В., Кичма А. О. Залишкова міцність та довговічність ділянок нафтогазопроводів з дефектами: монографія. Львів: НУ «Львівська політехніка», 2014. 264 с.

17. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ефективності зварювання магістральних трубопроводів при їх експлуатації та ремонті: монографія. Нац. ун-т «Львівська політехніка». Львів: Сполом. 2013. 258 с.

18. М.І. Черновол, В. Ю. Черкун, В. В. Аулін, Є. К. Солових, С. Г. Гранкін, О. В. Гранкіна Надійність сільськогосподарської техніки: підручник. Кіровоград: ТОВ «КОД». 2010. 320 с.

19. Карташов М. В. Імовірність, процеси, статистика: посібник. Київ: Видавничо-поліграфічний центр "Київський університет". 2007. 504 с.

20. ДСТУ 3004-95. Надійність техніки. Методи оцінки показників надійності за експериментальними даними. [Чинний від 1996-01-01]. К.: Держстандарт України, 1995. 51 с.

21. Степ'юк М. Д. Моделювання залежності кількості аварійних зупинок від напруження ГПА в умовах КС. *Передовий науково-практичний досвід – 2009*: збірник матеріалів Всеукраїнської науково-практичної конференції, Миколаїв: НУК, 2009. С.159 – 164.

22. Гнеденко Б. В. Курс теорії ймовірностей: *підручник*. Київ: Видавничо-поліграфічний центр "Київський університет". 2010. 464 с.

23. Говдяк Р.М., Семчук Я.М., Кривенко Г.М. Енергоекологічна безпека нафтогазових об'єктів. К.: Лібра. 2007. 524 с.

24. Грудз Я. В. Енергоефективність газотранспортних систем. Івано-Франківськ: Лілея-НВ. 2012. 208 с.

25. Francis K. Gip New operation strategies in heavy crycle pipeline will increase profit margin. *Oil & Gas Journal*. 2013. No 10. P. 60-64.

26. Банахевич Ю. В., Дзюбик А. Р. Комплексний підхід до визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник "Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні"*. 2004. Вип. 38. С. 30 – 34.

27. Кушнір Р. М., Николишин М. М., Осадчук В. А. Пружний та пружно-пластичний граничний стан оболонок з дефектами. Львів: Сполом, 2003. 320 с.

28. Кир'ян В. І., Осадчук В. А., Николишин М. М. Механіка руйнування зварних з'єднань металоконструкцій. Львів: Сполом, 2007. 320 с.

29. Банахевич Ю. В., Андрейків О. Є., Кіт М. Б. Визначення залишкового ресурсу зварного з'єднання трубопроводу з поверхневою тріщиною. *Машинознавство*. 2009. № 3. С. 9 – 12.

30. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Геряк І. І. Шляхи забезпечення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій*: збірник праць 4-ї міжнародної конференції. Львів. 2009. С. 917 – 922.

31. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження впливу металу зварного шва на рівень напруженого стану в зоні термодеоформаційного впливу. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2007. С. 46.

32. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка напружень другого роду в мартенситній ділянці зварного з'єднання. *Perspektywiczne opracowania nauki i techniki: materialy II Miedzynarodowej naukowo-praktycznej konferencji*, 16 – 30 listopada 2007 roku. Przemysl: Nauka i studia. 2007. Т. 10. S. 28 – 31.

33. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Збірник науково-технічних праць „Науковий вісник” Національного лісотехнічного університету*. 2009. Вип. 9.10. С. 89 – 94.

34. Дорошенко Я. В. Спорудження та ремонт зосереджених об'єктів газонафтопроводів: *підручник*. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ, 2015. 845 с.

35. Шлапак Л. С. Технологія спорудження трубопроводів: *конспект лекцій*. Івано-Франківськ: ІФНТУНГ. 2011. 380 с.

36. Судаков А. К., Коровяка Є. А., Максимович О.В., Расцветаєв В. О., Дзюбик А. Р., Калюжна Т. М., Войтович А. А., Яворська В. В. Основи нафтогазової справи: *підручник*. Нац. техн. ун-т «Дніпровська політехніка». Львів: Сполом. 2023. 594 с.

37. Максимович О. В., Дзюбик А. Р., Даниляк Т. В., Болонний В. Т., Назар І. Б., Ждек А. Я. Будова, експлуатація та сервісне обслуговування лінійної частини нафтопроводів і нафтоперекачувальних станцій: *навч. посібн.* Львів: Сполом. 2024. 256 с.

38. Grudz V., Zapukhlyak V., Hryhorskyi S., Stasiuk R., Gershun B., Maksymchuk A. Probability optimization for ensuring the reliability of natural gas distribution systems. *Procedia Structural Integrity*, 2024. Vol. 59. P. 757–762. DOI: 10.1016/j.prostr.2024.04.108

39. Melnychenko Y., Poberezhny L., Hrudz V., Zapukhliak V., Chudyk I., Dodyk T. Determination of Preconditions Leading to Critical Stresses in Pipeline During

Lowering. *Lecture Notes in Civil Engineering*. Cham, 2020. P. 241–252. DOI: 10.1007/978-3-030-58073-5_19

40. Kryzhanivskyi E. I., Rudko V. P. & Shatskyi I. P. Estimation of admissible loads upon a pipeline in the zone of sliding ground. *Materials Science*. 2004. Vol. 40. no. 4. P. 547–551. DOI: 10.1007/s11003-005-0076-z

41. Grudz V., Grudz Y., Pavlenko I., Liaposhchenko O., Ochowiak M., Pidluskiy V., Portechyn O., Iakymiv M. Włodarczak S., Krupińska A. et al. Ensuring the Reliability of Gas Supply Systems by Optimizing the Overhaul Planning. *Energies*. 2023. Vol. 16, no. 2. P. 986. DOI: 10.3390/en16020986.

42. Dzyubyk A. R., Voitovych A. A., Dzyubyk L. V., Babii L. O. Specific Features of the Fatigue Fracture of Welded Joints of 34KhN2MA Steel Formed by Electrodes with Different Phase Compositions. *Mater Sci*. 2018. Vol. 54, P. 215 – 222. DOI: 10.1007/s11003-018-0176-1

43. Dzyubyk A. R. Impact Toughness of Welded Joints on 34KhN2MA Steel Produced from Electrodes with Various Phase Compositions. *Mater Sci*. 2020. Vol. 56. P.203 – 209. DOI: 10.1007/ s11003-020-00416-y

44. Sluzalec A. Theory of thermomechanical processes in welding. Dordrecht: *Springer*. 2005. 174 p. DOI: 10.1007/1-4020-2991-8

45. Dzyubyk A., Lisovska L., Voitovich A., Khomych I., Soloviov O., Dzyubyk L. Investigation in Structure of Fusion Zone of Welded Joint of High-Strength Steel with Austenite Weld. *New Technologies, Development and Application VII. NT 2024. Lecture Notes in Networks and Systems*. 2024. Vol 1069. P. 346 – 355. DOI: 10.1007/978-3-031-66268-3_34

46. Jiao H., Jin H. The effect of welding deformation on the equivalent structural stress of dissimilar girth welded joint. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2023. P. 105081. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2023.105081

47. Dzyubyk A., Dzyubyk L., Soloviov O. Effect of welding axial stresses on the strength of a welded pipe joint with a defect. *Vibroengineering Procedia*. 2024. Vol. 55. P. 187–193. DOI: 10.21595/vp.2024.24371

48. Fitness-for-Service. American Petroleum Institute. Recommended Practice 579. Washington, 2000. 625 p.
49. Zahoor A. Ductile Fracture Handbook. Novotech. Cop & EPRI, Res. Proj. 1757-6. 1990.
50. Ориняк І. В., Красовський А. Я., Бородій М. В. Основні особливості національного стандарту ДСТУ-Н Б В.2.3-21:2008 «Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів із дефектами». *Проблеми прочності*. 2009. № 5. С. 18- 27.
51. Лобанов Л., Гиренко В., Рабкіна М. Деякі результати технічної діагностики трубопроводів і посудин у нафтохімічній промисловості. *Машинознавство*. 1999. № 7. С. 3 – 7.
52. Патон Б. Е, Недосека А. Я. Об обеспечении безопасности эксплуатации сварных конструкций и сооружений. *Автоматическая сварка*. 1998. № 11. С. 20 – 25.
53. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. V., Pokhmurs'ka G. V., Prokopyshyn I. A. Residual Strength of the Overhead Section of a Main Pipeline with Annular Cracks. *Mater Sci*. 2019. Vol.54. P. 855 - 865. DOI: 10.1007/s11003-019-00273-4
54. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Визначення міцності багатоопорного переходу магістрального трубопроводу. *Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку нафти і газу PGE – 2018: праці II Міжнародної науково-технічної конференції*. Ів.-Франківськ. 2018. С. 127 – 131.
55. Osadchuk V. A., Porokhova's'kyi Y. V., Ivanchuk O. O. Diagnostics of residual stresses and estimation of their influence on the static strength of welded joints of pipes with different thicknesses with crack-type defects. *Journal of Mathematical Sciences*. 2009. Vol. 162, no. 2. P. 161–179. DOI: 10.1007/s10958-009-9628-3
56. Osadchuk V. A., Banakhevych Y. V. Estimation of the admissibility of circular-crack-type defects in the zone of welded field joints of main pipelines. *Journal of Mathematical Sciences*. 2011. Vol. 178, no. 4. P. 409 – 420. DOI: 10.1007/s10958-011-0558-5

57. Kychma A., Predko R. Estimation of residual stresses for multi-layer circumferential welds of oil and gas pipelines. *Diagnostyka*. 2019. Vol. 20, no. 4. P. 11–18. DOI: 10.29354/diag/112396

58. Лобанов Л. М., Міходуй Л. І., Міходуй О. Л. Залишкові напруження в зварних з'єднаннях високоміцних сталей. *Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій: збірник праць міжнародної конференції*. Т1. Вип. 2. Львів: Каменяр. 1999. С. 21 – 31.

59. Berdnikova O. M. Physico-mechanical properties of welded joints of high-strength steel with the yield strength of 690–1300 MPa. *The Paton Welding Journal*. 2021. Vol. 2021, no. 4. P. 2 – 8. DOI: 10.37434/tpwj2021.04.01

60. Osadchuk V. A., Tsymbalyuk L. I., Dzyubyk A. R. Determination of the triaxial distribution of residual stresses in welded joints of structural elements with rectilinear seams and estimation of their influence on joint strength in the presence of crack-type defects. *Journal of Mathematical Sciences*. 2012. Vol. 183. P.150–161. DOI: 10.1007/s10958-012-0803-6

61. Лобанов Л., Позняков В., Півторак В., Міходуй О., Орловський В. Залишкові напруження у зварних з'єднаннях високоміцних сталей. *Фіз.-хім. мех. матеріалів*. 2009. № 6. С. 13 – 22.

62. Михайлишин В. С. Математична модель термопружнопластичних процесів при технологічному зварюванні. *Проблеми обчислювальної механіки і міцності конструкцій*. 2020. Т. 1. № 30. С. 135 - 154. DOI: 10.15421/4219034

63. Махненко В. И. Ресурс безопасной эксплуатации сварных соединений и узлов современных конструкций. К.: Наук. думка. 2006. 620 с.

64. Лобанов Л. М., Єрмолаєв Г. В., Квасницький В. В., Махненко О. В., Єгоров Г. В., Лабарткава А. В. Напруження та деформації при зварюванні і паянні: *підручник*. заг. ред. Л. М. Лобанова. Миколаїв: НУК, 2016. 246 с.

65. Прохоренко В. М., Прохоренко О. В. Напруження та деформації у зварних з'єднаннях і конструкціях: *навч. посіб.* Нац. техн. ун-т України «Київ. політехн. ін-т». К.: НТУУ «КПІ». 2009. 267 с.

66. Шлапак Л. С. Науково- методичні основи діагностування напружено-деформованого стану надземних дільниць нафтогазопроводів: дис. д-ра техн. наук: 05.15.13. Івано-Франківський держ. технічний ун-т нафти і газу. Івано-Франківськ, 1996. 494 с.

67. Білобран Б. С. Наукові основи оцінки напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів з урахуванням пластичних деформацій: дис. д-ра техн. наук: 05.15.13. Івано-Франківський національний технічний ун-т нафти і газу. Івано-Франківськ, 2004. 391 с.

68. Dzyubyk A., Kusi Y., Dzyubyk L., Nazar I., Ivanov V. Influence of the welding cycle on the parameters of material damageability of the high-strength steel connection with an austenitic seam. *Vibroengineering Procedia*. 2024. Vol. 55. P. 201–207. DOI: 10.21595/vp.2024.24483

69. Kusi Y., Onysko O., Kuk A., Kostiuk O. and Solohub B. Improvement of the Technique of Optimal Technological Routes Planning for Machining of the Machine Parts Surfaces. *New Technologies, Development and Application VI*. Cham, 2023. P. 221–232. DOI: 10.1007/978-3-031-31066-9_23

70. Kusi Y., Stupnytsky V., Kostiuk O. et al. Control of the parameters of the surface layer of steel parts during their processing applying the material homogeneity criterion. *Eksploatacja i Niezawodność – Maintenance and Reliability*. 2024. no 26(3). pp. 187794. DOI: 10.17531/ein/187794

71. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Вплив монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів у горах. *Нафтова і газова промисловість*. 2012. № 6. С. 39 – 42.

72. Dzyubyk A. R., Palash V. M., Nazar I. B., Dzyubyk L. V., Palash R. V. Застосування зварних опорних вузлів під час ремонту надземних переходів магістральних трубопроводів. *Scientific Bulletin of UNFU*. 2016. 26(1). P. 230 – 238. DOI: 10.15421/40260143

73. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Напружено-деформований стан надземного балкового переходу в кожусі магістрального нафтопроводу. *Нафтова і газова промисловість*. 2010. № 1. С. 50 – 52.

74. Андрусяк А. В., Величкович А. С. Інженерна оцінка міцності надземного переходу нафтопроводу, спорудженого в гірській місцевості. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2015. № 1. С. 89 - 96.

75. Dutkiewicz M., Andrusyak A., Kychma A., Vytvytskyi V., Velychkovych A. Numerical model of interaction of a mobile lift chain with a main gas pipeline pipe in the process of repair work. *Eksploatacja i Niezawodnosc*. 2024. 26(3). 187159. DOI: 10.17531/ein/187159

76. Dutkiewicz M., Velychkovych A., Andrusyak A., Petryk I., Kychma A. Analytical Model of Interaction of an Oil Pipeline with a Support of an Overpass Built in a Mountainous Area. *Energies*. 2023. Vol. 16, no. 11. P. 4464. DOI: 10.3390/en16114464

77. Kryzhaniv's'kyi E.I., Rudko V.P. & Shats'kyi I. P. Estimation of admissible loads upon a pipeline in the zone of sliding ground. *Mater Sci*. 2004. Vol. 40. P. 547 – 551. DOI: 10.1007/s11003-005-0076-z

78. Simão M., Mora-Rodriguez J., Ramos H. M. Design Criteria for Suspended Pipelines Based on Structural Analysis. *Water*. 2016. Vol. 8, no. 6. P. 256. DOI: 10.3390/w8060256

79. Лучко Й. Й., Кичма А. О. Напружено-деформований стан та моніторинг проблемних ділянок трубопроводів тривалої експлуатації: *монографія*. Тернопільський національний технічний ун-т імені Івана Пулюя. Львів: Світ, 2019. 265 с.

80. Андрій Дзюбик, Іван Прокопишин Розрахунок багатоопорної надземної ділянки магістрального нафтопроводу. *13-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2017. С. 29 – 30.

81. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Прогнозування міцності надземної ділянки магістрального трубопроводу. *Сучасні проблеми механіки та математики: збірник наукових праць міжнародної наукової конференції*. Львів, 2018. Т 2. С. 181 – 182.

82. Dai L., Wang D., Wang T., Feng Q., Yang X. Analysis and Comparison of Long-Distance Pipeline Failures. *Journal of Petroleum Engineering*. 2017. Vol. 2017. P. 1–7. DOI: 10.1155/2017/3174636

83. Popescu C., Gabo M. R. Quantitative Analysis Regarding the Incidents to the Pipelines of Petroleum Products for an Efficient Use of the Specific Transportation Infrastructure. *Processes*. 2021. Vol. 9, no. 9. P. 1535. DOI: 10.3390/pr9091535

84. Механіка руйнування і міцність матеріалів: довід. посіб. Т. 10 : Міцність та довговічність нафтогазового обладнання. В. І. Похмурський, Є. І. Крижанівський, В. М. Івасів [et al.]; Похмурський В. І., Крижанівський Є. І., ред. Львів-Івано-Франківськ: ФМІ НАНУ. ІФНТУНГ. 2006. 1193 с.

85. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. W. Prediction of strength of multi-support overground segment of main pipeline. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2023. Vol. 1277, no. 1. P. 012014. DOI: 10.1088/1757-899x/1277/1/012014.

86. Білобран Б., Дзюбик А. Розрахунок напружено – деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів чисельними методами. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2007. № 588. С. 8 – 12.

87. Білобран Б., Дзюбик А., Павлик В. Застосування чисельних методів для оцінки напружено-деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів. *8-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2007. С. 111 – 112.

88. Dzyubyk A., Sudakov A., Dzyubyk L., Sudakova D. Ensuring the specified position of multisupport rotating units when dressing mineral resources. *Mining of Mineral Deposits*. 2019, Vol.13, Issue 4. P. 91-98. DOI: 10.33271/mining13.04.091

89. Oliynyk A. P., Feshanych L. I., Grygorchuk G. V. Mathematical modelling of the process of pipeline deformation through which gas-liquid mixtures with aggressive components are transported. *Journal of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2022. № 2. P. 57 – 63. DOI: 10.5604/01.3001.0015.9995

90. Mandryk O., Oliynyk A., Mykhailyuk R., Feshanych L. Flood Development Process Forecasting Based on Water Resources Statistical Data. *Grassroots Journal of Natural Resources*. 2021. Vol. 4, no. 2. P. 65 – 76. DOI: 10.33002/nr2581.6853.040205.

91. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Павлик В. П. Напружено – деформований стан нафтопроводу при його локальному підйманні. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2006. № 556. С. 3 – 8.

92. Кичма А. О., Предко Р. Я., Новіцький Ю. Я. Методика ремонту опорних вузлів надземних ділянок магістральних газопроводів з використанням мобільних підймальних пристроїв. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2022. Т. 32. № 3. С. 55 – 60.

93. Dzyubyk A. R., Nykolyshyn T. M., Porokhovs'kyi Y. V. Influence of Residual Stresses on the Limit Equilibrium of a Pipeline with Internal Crack of Arbitrary Configuration. *Mater Sci*. 2016. Vol. 52. P. 89–98. DOI: 10.1007/s11003-016-9930-4

94. Palash V. M., Yus'kiv V. M., Dzyubyk A. R. Stresses in Pipes Joined by a Circular Weld. *Mater Sci*. 2000. Vol. 36, P. 586–591. DOI: 10.1023/A:1011378508847

95. Дзюбик А., Назар І., Дзюбик Л., Палаш Р., Саковець А. Забезпечення технологічної міцності зварних стиків обсадних труб. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник «Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2016. Вип. 50. С. 94 – 102.

96. Петрина Д. Ю., Петрина Л. Г. Вплив корозійного середовища на сучасні сталі магістральних трубопроводів. *Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ*. 2022. № 2. С. 95 – 104.

97. Belato Rosado D., De Waele W., Vanderschueren D. & Hertelé S. Latest developments in mechanical properties and metallurgical features of high strength line pipe steels. *International Journal Sustainable Construction & Design*. 2013. Vol. 4, no. 1. DOI: 10.21825/scad.v4i1.742

98. Назюта Л. Ю., Орличенко М. П., Христенко М. А. Перспективы выплавки трубной стали X80 - X100 в условиях «МК АЗОВСТАЛЬ». *Литье. Металлургия:*

матеріали XII Междунар. науч.-практ. конф. г. Запоріжжє. 24 - 26 мая 2016 г. Запоріжжє: ЗТПП, 2016. С. 388 – 389.

99. Vira V., Krechkovska H., Kulyk V., Duriagina Z., Student O., Vasyliv B., Cherkes V., Loskutova T. Peculiarities of Fatigue Crack Growth in Steel 17H1S after Long-Term Operations on a Gas Pipeline. *Materials*. 2023. Vol. 16, no. 8. P. 2964. DOI: 10.3390/ma16082964

100. Kryzhanivskiy E. I., Nykyforchyn H. M., Student O. Z., Krechkovska H. V., Chudyk I. I. Role of Nonmetallic Inclusions in Premature Stress-Corrosion Fractures of Drill Pipes. *Materials Science*. 2020. Vol. 55, no. 6. P. 822–830. DOI: 10.1007/s11003-020-00375-4 .

101. Ліщинська М. В., Дзюбик А. Р. Вплив залишкових напружень на ресурс зварних стиків магістральних газопроводів. *Машинознавство*. 2000. № 9. С. 19 – 21.

102. Andreikiv O. E., Skal's'kyi V. R., Dolins'ka Ya., Dzyubyk A. R. Influence of Corrosive Hydrogenating Media on the Residual Service Life of Structural Elements in the Maneuvering Mode of Operation. *Materials Science*. 2018. Vol. 54, no. 1. P. 61–68. DOI: 10.1007/s11003-018-0158-3

103. Березок Б., Ліщинська М., Дзюбик А. Довговічність зварних стиків труб магістральних газопроводів в умовах напруженого стану. *5-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2001. С. 113.

104. Entezari E., González-Velázquez J. L., Rivas López D., Zúñiga M. A. B., Szpunar J. A. Review of Current Developments on High Strength Pipeline Steels for HIC Inducing Service. *Frattura ed Integrità Strutturale*. 2022. Vol. 16, no. 61. P. 20 – 45. DOI: 10.3221/igf-esis.61.02

105. Vieira R. D., Idarilho G. N. N., Arroyo F. Line Pipe Manufacturing Processes. *Handbook of Pipeline Engineering*. Cham, 2024. P. 311 – 365. DOI: 10.1007/978-3-031-33328-6_10.

106. Chuanguo Z., Lei Z., Ping H., Bei Z., Kougen W., Weifeng H. Research and Development of Ultra-High Strength X100 Welded Pipe. *Energy Materials* 2014. Cham, 2014. P. 613 – 621. DOI: 10.1007/978-3-319-48765-6_74
107. Ishikawa N., Okatsu M., Endo S., Kondo J. Design Concept and Production of High Deformability Linepipe. *2006 International Pipeline Conference*, Calgary, Alberta, Canada, 25–29 September 2006. 2006. DOI: 10.1115/ipc2006-10240.
108. Медведик О., Кичма А., Слободян Б., Дзюбик А. Корозія магістральних газопроводів на переходах через перешкоди. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу “Фізико-хімічна механіка матеріалів”. № 3. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2002. С. 790 – 793.
109. Медведик О., Кичма А., Слободян Б., Дзюбик А. Комплексний підхід до діагностування напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів. *Серія «Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів»*. Збірник наукових праць. «Неруйнівний контроль конструктивних та функціональних матеріалів». 2002. Вип. 7. С. 110 – 113.
110. Nyrkova L., Osadchuk S., Goncharenko L., Rybakov A., Kharchenko Y. Influence of long-term operation on the properties of main gas pipeline steels. A review. *Physics and Chemistry of Solid State*. 2024. Vol. 25, no. 1. P. 191 – 202. DOI: 10.15330/pcss.25.1.191-202.
111. High Strength Seamless Steel Pipe Excellent in Hydrogen-Induced Cracking Resistance and its Production Method, Sumitomo Metal Industries LTD., European Patent Specification 1546417B1. 2012, P. 1 - 15. Authors: Murao N., Hisamune N., Osako H., Kondo K.
112. Osadchuk V. A., Banakhevysh Y. V., Ivanchuk O. O. Determination of the stressed state of main pipelines in the zones of circular welds. *Materials Science*. 2006. Vol. 42, no. 2. P. 256 – 262. DOI: 10.1007/s11003-006-0078-5
113. Osadchuk V. A., Nykolyshyn T. M. Limiting equilibrium of a welded joint of gas main. *Materials Science*. 2000. Vol. 36, no. 2. P. 285 – 291. DOI: 10.1007/bf02767550.

114. Banakhevych Y. V., Dragilev A. V., Kychma A. O. Diagnostics of the Stress-Strain State of Multilayer Annular Welded Joints of Pipelines. *Materials Science*. 2014. Vol. 50, no. 2. P. 217–223. DOI: 10.1007/s11003-014-9711-x.
115. Balyts'kyi O. I. The International Conference Welded Structures. *Materials Science*. 2000. Vol. 36, P. 941 – 942. DOI: 10.1023/ A:1011367628423
116. Makhnenko O. V., Milenin A. S., Velikoivanenko E. A., Pivtorak N. I. and Kovalchuk D. V. Modelling of temperature fields and stress-strain state of small 3D sample in its layer-by-layer forming. *The Paton Welding Journal*. 2017. Vol. 2017, no. 3. P. 7 – 14. DOI: 10.15407/tpwj2017.03.02
117. Makhnenko O. V., Milenin A. S., Saprykina G. Y. Evaluation of operability of WWR-M reactor primary circuit piping with welded joint defects. *The Paton Welding Journal*. 2015. Vol. 2015, no. 1. P. 49–54. DOI: 10.15407/tpwj2015.01.08
118. Банахевич Ю. В., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану в зварних з'єднаннях труб із врахуванням структурних змін. *Науковий вісник національного технічного університету нафти і газу*. 2003. № 1(5). С. 118 – 120.
119. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оптимізація технології дугового зварювання кільцевих неповоротних стиків магістральних трубопроводів. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: праці конференції*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 225 – 226.
120. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Паньків В. І. Підвищення ефективності зварювання стиків трубопроводів. *Вісник «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2011. № 702. С. 88 – 91.
121. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б. Визначення зони термодформаційного впливу за двохстороннього зварювання. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 185 – 186.

122. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Проблеми прогнозування міцності зварних з'єднань елементів конструкцій із високоміцних сталей. *Сучасні проблеми механіки та математики*: тези доповідей міжнародної наукової конференції. м. Львів, 21 – 25 травня 2013 р. Львів, 2013. Т 1. С. 95 – 97.

123. Mandal G., Ghosh S. K., Chatterjee S. Effects of TMCP and QT on Microstructure and Properties of Ultrahigh Strength Steel. *Materials Today: Proceedings*. 2019. Vol. 18. P. 5196–5201. DOI: 10.1016/j.matpr.2019.07.519

124. Палаш В., Дзюбик А., Хомич І. Дослідження зони сплавлення середньовуглецевої сталі із аустенітним зварним швом. *13-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2017, С. 204 – 205.

125. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Особливості будови зварного з'єднання зі сталі типу 35 ХМ, з аустенітним швом. *Вісник НУ «Львівська політехніка»*: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів». 2017. № 866. С. 69 – 74.

126. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Барановський Д. М. Втомна довговічність зварних з'єднань із аустенітним швом. *Збірник наукових праць «Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського»*, м. Кременчук. 2010. № 6(65). Ч. 1. С. 94 – 97.

127. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного з'єднання труб з урахуванням структурних змін в зоні термічного впливу. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал “Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ”*. 2003. № 1. С. 77 – 81.

128. Дзюбик А. Р. Особливості напруженого стану мартенситу в колошовній зоні зварних з'єднань сталей, схильних до гартування. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез III Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2005. С. 33.

129. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження особливостей напруженого стану нерознімних з'єднань деталей із високоміцних сталей. *Вісник*

Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля. 2005. № 11 (93). С. 144 – 147.

130. Kusyi Y., Kuk A., Onysko O., Lukan T., Pituley L., Shuliar I., Havryliv Y. Application of the criterion of technological damageability in mechanical engineering. *STED JOURNAL*. 2020. Vol. 2, no. 2. DOI: 10.7251/sted0220013k

131. Кусий Я. М., Кук А. М., Панчук В. Г., Франик Н. В., Зінько А. В. Аналіз технологічного успадковування параметрів якості виробів за критерієм однорідності матеріалу. *Scientific Bulletin of Ivano-Frankivsk National Technical University of Oil and Gas*. 2022. № 2(53). С. 7 – 16. DOI: 10.31471/1993-9965-2022-2(53)-7-16

132. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Метали та зварювання в будівництві: *навч. посібник*. Львів, Дрогобич: Посвіт, 2018. 238 с.

133. Василик А. В., Драгомирецький Я. М., Криль Я. А. Теплові розрахунки при зварюванні. Івано-Франківськ: Факел, 2004. 209 с.

134. Палаш В. М. Металознавчі аспекти зварності залізовуглецевих сплавів: *навч. посібник*. Львів: КІНПАТРИ ЛТД, 2003. 236 с.

135. Прохоренко В. М., Прохоренко О. В. Напруження та деформації у зварних з'єднаннях і конструкціях. К.: НТУУ «КПІ». 2009. 268 с.

136. 39. Спосіб визначення розмірів зони термодформаційного впливу зварних з'єднань сталей: пат. 106688 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № а201307866; заявл. 20.06.2013; опубл. 25.09.2014, Бюл. № 18/2014. 3 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Хомич І.Б., Назар І.Б., Палаш Р.В., Дзюбик Л. В.

137. Спосіб визначення величини і розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей: пат. 102017 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/06. № u201503739; заявл. 20.04.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В.

138. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: деклараційний пат. 8135 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u200500679; заявл. 25.01.2005; опубл. 15.07.2005, Бюлетень № 7. 2 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В.

139. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: пат. 49482 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/00. № u2009 12708; заявл. 07.12.2009; опубл. 26.04.2010, Бюл. № 8. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Лагуняк Н. Я.

140. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій у зварному з'єднанні трубопроводу кільцевим швом: пат. 84035 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u 201304019; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Палаш В. М.; Дзюбик А. Р., Назар І. Б.; Палаш Р. В.; Дзюбик Л. В.

141. Банахевич Ю. В. Визначення напружено-деформованого стану зварних з'єднань труб методом спекл-інтерферометрії. *Методи та прилади контролю якості*. 2009. № 23. С. 29 – 34.

142. Спосіб тарування коерцитиметрів для визначення зон критичних напружень в оболонкових конструкціях: пат. 136077 Україна, МПК G01L1/12. № u201810573; заявл. 26.10.2018; опубл. 12.08.2019, Бюл. № 15. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Білобородченко В. І., Дзюбик Л. В.

143. Спосіб визначення розмірів зони зварювальних пластичних деформацій у зварному з'єднанні: пат. 147697 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u202100658; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Максимович О. В., Хомич І. Б.

144. Grudz V., Grudz Y., Iakymiv M., Iakymiv M., Iagoda P. Forecasting rational working modes of long-operated gas-transport systems under conditions of their incomplete loading. *Eastern-European Journal of Enterprise Technologies*. 2021. Vol. 4, no. 8(112). P. 6 – 15. DOI: 10.15587/ 1729-4061.2021.239147

145. Запухляк В. Б. Забезпечення надійності різновекторної газотранспортної системи за умови обмежених обсягів транзиту: дис. д-ра техн. наук: 05.15.13. Івано-Франківськ. 2021. 410 с.

146. СОУ 60.3-30019801-007:2004 Магістральні газопроводи. Неруйнівний контроль при капітальному ремонті. [Чинний від 2014-08-15]. К.: ДК "Укртрансгаз". 2004. 54 с.

147. ВБН В.3.1–00013741–07:2007. Магістральні нафтопроводи. методи ремонту дефектних ділянок. [Чинний від 2007-01-01]. К.: Мінпаливенерго України. 2006. 114 с.

148. ГБН В.3.1-00013741-12:2011. Магістральні газопроводи. Ремонт дуговим зварюванням в умовах експлуатації. [Чинні від 2011-06-09] К.: М-во енерг. та вугільної пром. України; 2011. 152 с.

149. Білобран Б. С., Дзюбик А.Р. Забезпечення міцності надземного переходу магістрального трубопроводу із врахуванням умов його спорудження. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 22 – 23.

150. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Міцність надземних багатопрогенових переходів трубопроводів із врахуванням пружних деформацій опор. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: праці конференції*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 30-31.10.2014 р. Львів. 2014. С. 83.

151. ДСТУ Н Б В.2.3.-21:2008. Визначення залишкової міцності магістральних трубопроводів з дефектами. [Чинний від 2009-01-01]. К.: Мінрегіонбуд України. 2008. 87 с.

152. Г. С. Писаренко, О. Л. Квітка, Е. С. Уманський Опір матеріалів. К: Вища школа. 1993. 656 с.

153. Білобран Б. С. Лучко Й. Й. Розрахунок однопрогенового балкового трубопроводу з допомогою чисельних методів . *Всеукр. міжвідомчий наук – техн. збірник «Діагностика, довговічність та регенерація мостів»*. 2002. Вип. 4. С. 12 – 20.

154. Царинник О. Ю. Металеві конструкції. Спецкурс: *навчальний посібник*. Львів: Видавництво «Бескид Бід». 2004. 304 с.

155. Білобран Б. С., Василюк В. М. Контроль напруженого стану потенційно-небезпечних ділянок магістральних нафтопроводів. *Зб. наук. праць. Матеріали 6-ої Міжнародної конференції «Нафта і газ України-2000»*. Івано-Франківськ. 2000. Т. 3. С. 59 – 60.

156. Grudz V., Grudz Ya., Zapuklyak V., Poberezhny L., Tereshchenko R. Forecasting reliability of use of gas-transmitting units on gas transport systems. *Mechatronic Systems I*. London, 2021. P. 65–74. DOI: 10.1201/9781003224136-6
157. Grudz V., Grudz Ya., Zapukhliak V., Chudyk I., Poberezhny L., Slobodyan N. Optimal Gas Transport Management Taking into Account Reliability Factor. *Management Systems in Production Engineering*. 2020. Vol. 28, no. 3. P. 202 –208. DOI: 10.2478/mspe-2020-0030
158. Zapukhliak V., Poberezhny L., Maruschak P., Grudz V., Stasiuk R., Brezinová J., Guzanová A. Mathematical Modeling of Unsteady Gas Transmission System Operating Conditions under Insufficient Loading. *Energies*. 2019. Vol. 12, no. 7. P. 1325. DOI: 10.3390/en12071325
159. Dzyubyk A., Palash V., Khomych I., Hrynus S. Optimization of Welding Modes for High-Strength Low-Alloy Domex 700 Steel. *Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science*. 2017. Vol. 3, No. 2, P. 47 – 54.
160. Seo J. S., Kim H. J., Ryoo H. S. Microstructure parameter controlling weld metal cold cracking. *J. of Achievements in Materials and Manufacturing Engineering*. 2008. 27, Issue 2. P. 199 – 202.
161. Дзюбик А. Р. Особливості формування залишкових зварювальних деформацій при застосуванні різних типів зварних швів. *14-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2019. С. 155 – 156.
162. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Особливості зварювання спеціальних високоміцних сталей без застосування попереднього підігрівання *12-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2015. С. 101 – 102.
163. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Забезпечення енергоощадних умов формування зварних з'єднань підвищеної міцності. *Енергоощадні машини і технології: тези доповідей II-ї Міжнародної науково-технічної конференції*. К.: КНУБА, 2015. С. 78.

164. Гайворонский А. А., Саржевский В. А., Гордонный В. Г. Свариваемость среднеуглеродистой легированной стали 38Х2МЮА. *Автоматическая сварка*. 1997. № 4. С. 20 – 24.
165. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Федик Ю. В. Особливості зварності сталі 30ХГСА. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2017. Вип. 27(9). С. 68 – 72. [http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvnltu_2017_27\(9\)_17](http://nbuv.gov.ua/UJRN/nvnltu_2017_27(9)_17)
166. Дзюбик А., Хомич І., Куцяба А. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань із високоміцних конструкційних сталей *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2015. С. 73.
167. S. Li, E. Akiyama, K. Yuuji et al. Hydrogen embrittlement property of a 1700 MPa class ultrahigh strength tempered martensitic steel. *Sci. and Technol. Adv. Materials*. 2010. № 11. P. 1 – 6.
168. Wongpanya P., Boellinghaus Th., Lothongkum G. Heat treatment procedures for hydrogen assisted cold cracking avoidance in S 1100 QL steel root welds. *Welding in the World*. 2008. 52. P. 671 – 678.
169. Харбин Н. Н., Слепцов О. И., Сивцев М. Н., Винокуров Г. Г. Оценка влияния водорода на замедленное разрушение сварных соединений высокопрочных низколегированных сталей. *Автоматическая сварка*. 2012. № 6 (710). С. 15 – 17.
170. Єфіменко М. Г. Зварювання спеціальних сталей і сплавів: *підручник*. Харків: Укр. інж.-пед. акад., 2007. 166 с.
171. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Зварювальні матеріали для з'єднань високоміцних сталей, схильних до мартенситного перетворення. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 226 – 228.
172. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Хомич І. Б. Застосування залізо-марганцевих порошкових дротів для відновлення деталей, що працюють в абразивному

середовищі. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей.* Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 119.

173. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей.* Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 212.

174. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка впливу напруженого стану на ресурс зварних стиків магістральних трубопроводів. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій: матеріали міжнародної науково-технічної конференції.* Миколаїв: НУК. 2009. С.44.

175. Лобанов Л. М., Позняков В. Д., Махненко О. В. Образование холодных трещин в сварных соединениях высокопрочных сталей с пределом текучести 350...850 МПа. *Автомат. сварка.* 2013. №7. С. 8 – 13.

176. Позняков В. Д., Костин В. А., Гайворонский А. А., Моссоковская И. А., Жуков В. В., Клапатюк А. В. Влияние термического цикла сварки на структурно-фазовые превращения и свойства металла зтв среднеуглеродистой легированной стали типа 30X2H2МФ. *Автомат. сварка.* 2015. № 2. С. 8 – 15.

177. Остап О. П., Кулик В. В., Позняков В. Д., Гайворонський О. А., Віра В. В. Вплив режимів термічної обробки на міцність і циклічну тріщиностійкість сталі 65Г. *Фіз.-хім. механіка руйнування.* 2018. 54, № 6. С. 24 – 29.

178. Дзюбик А., Червінська Н., Войтович А., Дзюбик Л. Корозійна тривкість зварних з'єднань сталі типу Armstal 500. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів: Спецвипуск журналу “Фізико-хімічна механіка матеріалів”.* № 11. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України. 2016. С. 115 – 118.

179. Похмурський В. І., Мелехов Р. К., Круцан Г. М., Здановський В. Г. Корозійно-механічне руйнування зварних конструкцій. К.: Наукова думка, 1995. 260 с.

180. Pokhmursky V. I., Student M. M., Chervinska N. R., Stupnytsky T. R., Pokhmurska H. V. Electrochemical properties of arc sprayed coatings from cored wires on the base of cheap ferroalloys. *Ochrona przed korozja (Corrosion protection).* 2013. 11. P. 516-518.

181. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Войтович А. А. Технологічні процеси відновлення деталей машин та агрегатів: *навч. посібник*. Дрогобич: Посвіт, 2020. 204 с.
182. Банахевич Ю. В. Прогнозування залишкової міцності та довговічності ділянок нафтогазопроводів з дефектами за експлуатаційних умов: дис. д-ра техн. наук: 05.15.13. Івано-Франківський нац. технічний ун-т нафти і газу. Львів, 2011. 367 с.
183. Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Оцінка напружено-деформованого стану у різнотовщинних кругових зварних з'єднаннях. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій*: матеріали міжнародної науково-технічної конференції. Миколаїв: НУК. 2009. С. 84.
184. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Дослідження зварювальних напружень у стиках труб різної товщини. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С. 163.
185. Палаш Р. В., Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Моделювання залишкових напружень в оболонкових конструкціях із різнотовщинними зварними з'єднаннями. *Вісник Донбаської державної машинобудівної академії*. № 2 (19). 2010. С. 199 – 203.
186. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Експериментально-розрахунковий метод визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2001. № 434. С. 101 – 105.
187. Дзюбик А. Р. Моделювання залишкових пластичних деформацій в зварних з'єднаннях. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2002. № 467. С. 123 – 127.
188. Дзюбик А. Р. Дослідження умовних пластичних деформацій неруйнівними методами із врахуванням структурних змін в зварному з'єднанні. 6-

ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2003. С. 113.

189. Дзюбик А. Р. Уточнений підхід до визначення умовних пластичних деформацій у зварному з'єднанні при застосуванні експериментально-розрахункового методу. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез II Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2003. С. 29.

190. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Напруження у стикових зварних з'єднаннях кільцевим швом труб, які схильні до гартування. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2002. № 456. С. 107 – 112.

191. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Метод визначення залишкових напружень у зварних з'єднаннях коловим швом сталей, схильних до гартування. *Машинознавство*. 2002. № 4. С. 33 – 36.

192. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях кільцевим швом сталевих труб схильних до гартування. *Сварные конструкции*: тези доповідей міжнародної конференції. Київ, 2003. С. 125.

193. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях циліндричних оболонок із високоміцних сталей. *Математичні проблеми механіки неоднорідних структур*: збірник праць. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України. 2010. С. 137 – 140.

194. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Ковальчук Р. А., Величко Л. Д. Вплив зварювальних пластичних деформацій на залишкові напруження в кільцевих швах труб. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2010. Випуск № 20.9. С.106 – 111.

195. Дзюбик А. Р. Експериментально-розрахунковий метод визначення напруженого стану зварних стиків труб магістральних газопроводів: дис. канд. техн. наук: 05.02.02. Львів, 2000. 141 с.

196. Назарчук А. Т., Снисарь В. В., Забуранний Ю. А. Оценка технологической прочности соединений толстолистовых закаливающихся сталей с многослойными швами. *Автоматическая сварка*. 2003. № 9. С. 3 – 11.

197. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження поля пластичних деформацій при дуговому зварюванні оболонкових конструкцій із високоміцних сталей. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: праці конференції*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 07-09.11.2012 р. Львів. 2012. С. 25 – 26.

198. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка міцності зварних оболонок за нелінійного напруженого стану. *Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем: матеріали II міжнародної науково-технічної конференції*, Чернігів 23 – 25 травня 2012 р., Чернігів. С. 58.

199. Панасюк В. В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. К.: Наук. думка, 1991. 416 с.

200. Николишин Т., Пороховський Ю. Гранична рівновага анізотропної пружно-пластичної замкнутої циліндричної оболонки з двома внутрішніми поперечними тріщинами. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2019. С. 47.

201. Николишин Т. М. Ортоотропна пружно-пластична замкнута циліндрична оболонка з двома поперечними поверхневими тріщинами. *Прикладні проблеми механіки і математики*. 2012. Вип. 10. С. 152 – 158.

202. Прокопович І. Б., Сеньків Л. М. Фундаментальний розв'язок рівнянь рівноваги анізотропної циліндричної оболонки зі скінченою зсувною жорсткістю. *Фіз.-хім. механіка матеріалів*. 1995. № 1. С. 56 – 61.

203. Дзюбик А. Р. Вплив корозійних дефектів на міцність зварних з'єднань магістральних трубопроводів. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів: Спецвипуск журналу “Фізико-хімічна механіка матеріалів”*. № 10. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2014. С. 657 – 660.

204. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Оцінка впливу залишкових напружень на статичну міцність зварених кільцевим швом циліндричних оболонок з

високоміцних сталей із осьовим тріщиноподібним дефектом. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 10 - 13.11.2010 р. Львів, 2010. С. 57 – 58.

205. Пристрій для контролю дефектів поверхні: пат. 56727 Україна, МПК G01B11/30. № 2002086950; заявл. 23.08.2002; опубл. 15.05.2003, Бюл. № 5. 3 с. Автори: Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Банахевич Ю. В.

206. Дзюбик А., Назар І., Палаш Р. Визначення статичної міцності пластини з дефектом, що моделюється наскрізною тріщиною. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 108 – 109.

207. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Забезпечення статичної міцності трубопроводів за наявності дефектів. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2013. С. 69.

208. Осадчук В., Палаш В., Дзюбик А. Оцінка статичної міцності оболонкових конструкцій з наскрізними дефектами та визначення їх критичних розмірів. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 92 - 93.

209. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка залишкового ресурсу трубопроводів із поверхневими дефектами *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез VI Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2011. С. 70.

210. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оцінка міцності зварних з'єднань із прямолінійними швами в конструкціях оболонкового типу. *Сварочное производство в машиностроении: Перспективы развития*: материалы III Международной научно-технической конференции. Краматорск: ДГМА, 2012, С. 54 – 55.

211. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Залишкова міцність магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Сварка и родственные технологии* –

настоящее и будущее: тези доповідей міжнародної конференції. Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України. Київ, 2013. С.118 – 119.

212. Спосіб визначення напружень в поверхневому шарі металевого виробу і пристрій для його реалізації: пат. 68991 Україна, МПК G01L1/20, H01L35/28, H01L35/30, H01L35/32. № 20031110619; заявл. 25.11.2003; опубл. 16.08.2004, Бюлетень № 8. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В.

213. Пристрій для оцінки ступеню деградації матеріалу великогабаритних конструкцій: пат. 84034 Україна, МПК H01L35/28, H01L35/32. № u201304016; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В.

214. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану мартенситу в пришовній зоні зварних з'єднань. *7-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2005. С. 103 – 104.

215. Готальский Ю. Н., Новикова Д. П. О механизме предотвращения околошовных трещин при сварке закаливающихся сталей с использованием аустенитных материалов. *Автоматическая сварка*. 1992. № 2. С. 21 – 25.

216. Лобанов Л. М., Миходуй Л. И., Васильев В. Г., Позняков В. Д., Миходуй О. Л., Гончар А. К. Особенности протекания термдеформационных процессов при дуговой сварке высокопрочных сталей. *Автоматическая сварка*. 1999. № 3. С. 13 – 17.

217. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Діагностування напруженого стану в стикових зварних з'єднаннях труб розрахунково-експериментальним методом. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал “Методи та прилади контролю якості”*. 2003. № 10. С. 10 – 14.

218. Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Математичне моделювання залишкового напруженого стану в колових швах. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2002. № 456. С. 55 – 58.

219. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів неруйнівними методами. *Збірник*

наукових праць “Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету імені Михайла Остроградського”. 2009. № 5(58). Ч.1. С 65 – 67.

220. Банахевич Ю. В. Діагностування напруженого стану магістральних нафтогазопроводів в околі стикових зварних з'єднань та корозійних пошкоджень розрахунково-експериментальним методом: дис. канд. техн. наук. 05.15.13. Івано-Франківський нац. технічний ун-т нафти і газу. Львів, 2003. 147 с.

221. Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Гуцуляк Ю. В. Прогнозування надзвичайних ситуацій при експлуатації зварних конструкцій на основі вимірювання напружень. *Пожарна безпека. Збірник наукових праць*. Львів: СПОЛОМ, 2006. Вип. 9. С 67 – 72.

222. Махненко В. И., Великонваленко Е. А., Махненко О. В., Розылко Г. Ф., Пивторак Н. И. Исследование влияния фазовых превращений на остаточные напряжения при сварке кольцевых стыков труб. *Автоматическая сварка*. 2000. № 5. С. 3 – 8.

223. Палаш В. М., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Застосування зразків – імітаторів для дослідження напружень в зварних з'єднаннях неруйнівними методами. *Naukowym progres na rubiezy tysiacleci – 2008: materialy IV Miedzynarodowej naukowii-praktycznej konferencji, 1 – 15 czerwca 2008 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2008. Т. 14. S. 16 – 21.

224. Ringinen D., Chastukhin A., Khadeev G., Efron L. I., Stepanov P. P. A Weldability Study of Steel of Strength Class X100. *Metallurgist*. 2014. Vol. 57, no. 11-12. P. 1112–1119. DOI: 10.1007/s11015-014-9854-x

225. Maksymovych O., Dzyubyk A., Nazar I., Dzyubyk L. Calculation of Stresses near Holes in Welded Plates Taking Account of the Residual Deformations. *Materials Science Forum*. 2019. Vol. 968. P. 468 – 474.

226. Maksymovych O., Dzyubyk A., Nazar I., Jaroszewicz J. Determination of Stresses and Ultimate Loads for Composite Plates With Elastic Inclusions. *Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science*. 2017. Vol. 3. N 2. P. 38 – 46.

227. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of trajectories and the rate of growth of curvilinear fatigue cracks in isotropic and composite plates. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 373 012024.
228. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of stress near the cracks in welded plates with taking into account the residual deformation. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2019. Vol. 480, Issue 1. P. 1 – 9.
229. Maksymovych O. V.; Dzyubyk A. R.; Barvinska Kh. A.; Dzyubyk L. V. Determination of stress in composite plates with cracks on the basis of the method of integral equations and solutions by Green. *Scientific Bulletin of National Mining University*. 2019. Issue 5, P. 65 – 73.
230. Muskhelishvili N. I. Analysis of Stress. *Some Basic Problems of the Mathematical Theory of Elasticity*. Dordrecht, 1977. P. 5 – 27. DOI: 10.1007/978-94-017-3034-1_1.
231. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Розподіл залишкових напружень у пологій сферичній оболонці в околі ввареного кругового циліндра. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2013. Вип. 23.12, С. 352 – 357.
232. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного шва у промислових резервуарах циліндричної форми з плоским дном. *Математичні проблеми механіки неоднорідних структур: збірник праць міжнар. наук. конференції. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України*, 2014. С. 184 – 186.
233. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Моделювання зварного з'єднання відновлюваного диска сільськогосподарської сівалки. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2002. № 467. С. 128 – 133.
234. Банахевич Ю. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Визначення напружено-деформованого стану однопрогінних безкомпенсаторних балкових переходів трубопроводів. *Всеукр. міжвідомчий наук – техн. збірник «Діагностика, довговічність та регенерація мостів»*. 2002. Вип. 4. С. 7 – 12.

235. Юзьків Т. Б., Дзюбик А. Р. Прогнозування надзвичайних ситуацій в надземних переходах трубопровідного транспорту. *Пожезна безпека. Збірник наукових праць*. 2005. Вип. 6. С. 116 – 119.

236. Білобран Б. С. Наукові основи оцінки напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів з урахуванням пластичних деформацій: автореф. дис. докт. техн. наук: 05.15.13. Івано-Франків. нац. техн. ун-т нафти і газу. Івано-Франківськ, 2004. 33 с.

237. Гащук П., Зорій Л.-М. Лінійні моделі дискретно-неперервних механічних систем. Львів: Українські технології, 1999. 372 с.

238. Dzyubyk A., Kindrats'kyi B., Nazar I., Dzyubyk L., Soloviov O. Peculiarities of repairing supports for above-ground sections of main pipelines. *Моделювання і комп'ютерний інжиніринг в машинобудуванні (МСЕМЕ – 2024)*: збірник тез 2 Міжнародної науково-теоретичної конференції, м. Львів, 18–21 червня 2024 р. Львів, 2024. С. 29.

239. Lei Y., Budden P. J. Limit load solutions for thin-walled cylinders with circumferential cracks under combined internal pressure, axial tension and bending. *The Journal of Strain Analysis for Engineering Design*. 2004. Vol. 39, no. 6. P. 673–683. DOI: 10.1243/0309324042379374

240. Василюк В. Підвищення надійності роботи магістральних нафтопроводів ВАТ “Укртранснафта”. *Вісник НГСУ*. 2004. №4. С. 11 – 14.

241. Пасічник Л. Є. Математичне і програмне забезпечення автоматизованого проектування надземних ділянок магістральних трубопроводів: автореф. дис. канд. техн. наук: 05.13.12. Національний університет «Львівська політехніка». Львів, 2015. 23 с.: http://ena.lp.edu.ua:8080/bitstream/ntb/29967/1/avt_Pasichnyk.pdf

242. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 84042 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u 201304081; заявл. 02.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Білобран Б. С.; Дзюбик А. Р., Яновський С. Р., Залеський В. М.

243. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 152342 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u202202830; заявл. 04.08.2022;

опубл. 11.01.2023, Бюл. № 2/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В., Хомич І. Б.

244. Чертов І. М. Зварні конструкції: *підручник*. К.: Арістей, 2006. 376 с.
245. Dziubyk A. R., Voitovych A. A., Student O. Z., Dziubyk L. V., Khomych I. B. Evaluation of the Technical State of Reinforcement of the Concrete-Beam Span of a Bridge Constructed at the End of the Last Century. *Mater Sci.* 2022. Vol. 57. P. 466–474.
246. Виступ міністра інфраструктури В. Омеляна в ефірі телекомпанії "Україна 112" від 15 серпня 2018 р. URL: <https://www.ukrinform.ua/rubric-economy/2518368-omelan-skazav-skilki-v-ukraini-avarijnih-mostiv.html>
247. Давиденко О. О. Оцінка технічного стану і прогнозування залишкового ресурсу автодорожніх мостів. *Автомобільні дороги. Наук.-виробн. журнал*. 2014. № 1 (237). С. 29–34.
248. Chandra Paul S. A Review on Reinforcement Corrosion Mechanism and Measurement Methods in Concrete. *Civil Engineering Research Journal*. 2018. Vol. 5, no. 3. DOI: 10.19080/cerj.2018.05.555661.
249. Wang et al. Microscopic Analysis of Steel Corrosion Products in Seawater and Sea-Sand Concrete. *Materials*. 2019. Vol. 12, no. 20. P. 3330. DOI: 10.3390/ma12203330.
250. İlker Bekir Topçu, Arda Uzunömeroğlu Properties of corrosion inhibitors on reinforced concrete. *J. Struct. Engin. & Appl. Mechanics*. 2020. 3 (2). P. 93 - 109. DOI: 10.31462/jseam.2020.02093109
251. Lesiuk G. et al. Study of the Fatigue Crack Growth in Long-Term Operated Mild Steel under Mixed-Mode (I + II, I + III) Loading Conditions. *Materials*. 2020. Vol. 13, no. 1. P. 160. DOI: 10.3390/ma13010160
252. Global-local fatigue assessment of an ancient riveted metallic bridge based on submodelling of the critical detail / Z. Liu et al. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*. 2018. Vol. 42, no. 2. P. 546–560. DOI: 10.1111/ffe.12930.
253. Миндюк В. Д., Карпаш М. О., Яворський А. В., Рибіцький І. В., Доценко Є. Р. Досвід оцінки деградації матеріалу труб аміакопроводу за

результатами неруйнівного контролю їх механічних характеристик. *Техн. діагностика и неразр. контроль*. 2012. № 2. С. 30 – 35.

254. Krechkovs'ka H. V., Student O. Z. Determination of the Degree of Degradation of Steels of Steam Pipelines According to Their Impact Toughness on Specimens with Different Geometries of Notches. *Materials Science*. 2017. Vol. 52, no. 4. P. 566 – 571. DOI: 10.1007/s11003-017-9991-z.

255. Крижанівський Є. І. Деградація матеріалів нафтогазових об'єктів довготривалої експлуатації та шляхи забезпечення їх працездатності. *Розробка родовищ*: Зб. наук. пр. 2014. Т. 8. С. 241 – 253.

256. Krechkovska H., Voitovich A., Dzyubyk A., Kindratskyu B., Lampitskyi O., Bohun L. Differences in structure and properties of the beam metal of the bridge structure. *Mater Sci*. 2024. Vol. 59. P. 720 – 726.

257. Nykyforchyn H. M. et al. Degradation of steels used in gas main pipelines during their 40-year operation. *Strength of Materials*. 2009. Vol. 41, no. 5. P. 501–505. DOI: 10.1007/s11223-009-9158-8.

258. Nemchuk O. O., Krechkovska H. V. Fractographic Substantiation of the Loss of Resistance to Brittle Fracture of Steel after Operation in the Marine Gantry Crane Elements. *METALLOFIZIKA I NOVEISHIE TEKHNologii*. 2019. Vol. 41, no. 6. P. 825–836. DOI: 10.15407/mfint.41.06.0825.

259. Krasowsky A. Y., Dolgiy A. A., Torop V. M. Charpy testing to estimate pipeline steel degradation after 30 years of operation. *Proc. «Charpy Centary Conference», Poitiers*. 2001, Vol. 1. P. 489 – 495.

260. ДСТУ ISO 6892-1:2019. Металеві матеріали. Випробування на розтяг. Ч. 1. Метод випробування за кімнатної температури (ISO 6892-1:2016, IDT). [Чинний від 2020-01-07]. К.: Технічний комітет «Стандартизація методів контролю механічних, металографічних та корозійних властивостей металопродукції» (ТК 81), 2019. 75 с.

261. Лебедев А. А., Музыка Н. Р., Шве́ц В. П. Метод оценки вязкости разрушения материала по рассеянию характеристик твердости. *Проблемы прочности*. 2007. № 6. С. 5 – 12.

262. Білодіденко С. В., Гануш В. І., Петров М., Островерхов М. П. Діагностування технічного стану базових металевих конструкцій шляхом контролю твердості їхньої поверхні. *Вісн. сертифікації залізн. трансп.* 2020. № 04/05 (62/63). С. 10–13.

263. Фененко О. А. Влияние деградационных процессов на механические характеристики конструкционных материалов элементов планера летательного аппарата. *Збірник наукових праць ХНУПС ім. І. Кожедуба*. 2015. Вип. 4, № 45. С. 116–119.

264. Холявко В. В., Владимирський І. А., Жабинська О. О. Фізичні властивості та методи дослідження матеріалів: *навчальний посібник*. Київ: Центр учбової літератури. 2016. 156 с.

265. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні: пат. 133245 Україна, МПК G01B7/004; G01N25/32. № u201811085; заявл. 09.11.2018; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б.

266. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні трубопроводу: пат. 147696 Україна, МПК G01B7/004, G01N25/32. № u202100657; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Палаш Р. В., Дзюбик Л. В.

267. Feng Q., Li R., Zhang H. Modeling and Calculation of Dent Based on Pipeline Bending Strain. *Journal of Sensors*. 2016. Vol. 2016. P. 1 – 8. DOI: 10.1155/2016/8126214.

268. Xie M., Tian Z. A review on pipeline integrity management utilizing in-line inspection data. *Engineering Failure Analysis*. 2018. Vol. 92. P. 222 – 239. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2018.05.010.

269. Velychkovych A. S., Andrusyak A. V., Pryhorovska T. O., Ropyak L. Y. Analytical model of oil pipeline overground transitions, laid in mountain areas. *Oil & Gas Science and Technology - Revue d'IFP Energies nouvelles*. Institut Français du Pétrole. 2019. 74. pp.65. DOI: 10.2516/ogst/2019039

270. Пристрій для вимірювання твердості на поверхні циліндричних елементів: пат. 63765 Україна, МПК G01N3/42. № u201101349; заявл. 07.02.11; опубл. 25.10.11, Бюл. № 20. 3 с. Автори: Білобран Б.С., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В.
271. Спосіб визначення реакції опори циліндричної балкової конструкції: пат. 102018 Україна, МПК G01M1/00; G01M1/04. № u201503740; заявл. 20.04.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В.
272. Чернов В. Ю. Удосконалення технології зварювання неповоротних стиків нафтогазопроводів. *Нафтова і газова промисловість*. 2003. № 3. С. 44 – 46
273. Dilthey U. Welding and joining – key technologies for the third millennium. *The Paton Welding Journal*. 2008. №11. P. 86 – 91.
274. M. Kubanek LUPuS: Laser – Unterpulver – Hybrid – schweißen - Etahrunge aus der Forschung. *Schweißen und Schneiden*. 2006. № 12. S. 13 – 18.
275. Paul Colegrove, Stewart Williams, Chukwugozie Ikeagu, Adam Thistlethwaite The Impact of Different Types of Welding Processes on the Residual Stress and Distortion in 4 mm Thick Butt Welds of Ship Plate. *Trends in Welding Research, Proceedings of the 8th International Conference*. Pine Mountain, Georgia, USA, 2008. P. 758 – 765.
276. Mechab B., Serier B., Bachir Bouiadjra B., Kaddouri K., Feaugas X. Linear and non-linear analyses for semi-elliptical surface cracks in pipes under bending. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*. 2011. 88 (1). 57-63. DOI: 10.1016/j.ijpvp.2010.11.001
277. Mohamed Azzam, M. Failure Analysis of Pipelines in the Oil and Gas Industry. *IntechOpen*. 2023. DOI: 10.5772/intechopen.108140
278. Doroshenko Y., Kogut G., Rybitskyi I., Tarayevs'kyi O., Pyrig T. Numerical investigation on erosion wear and strength of main gas pipelines bends. *Physics and Chemistry of Solid State*. 2021. 22(3). 551 – 560. DOI: 10.15330/pcss.22.3.551-560
279. Okipnyi I., Poberezhny L., Zapukhliak V., Hrytsanchuk A., Poberezhna L., Stanetsky A., Kravchenko V. and Rybitskyi I. Impact of Long-Term Operation on the Reliability and Durability of Transit Gas Pipelines. *Strojnícky časopis - Journal of*

Mechanical Engineering. Slovak University of Technology. 2020. vol. 70. no. 1. pp. 115 – 126. DOI: 10.2478/scjme-2020-0011

280. Zvirko O.I., Tsyurulnyk O.T., Krechkovska H.V. et al. The influence of the structural-mechanical state of the gas transit pipeline steel on the susceptibility to hydrogen embrittlement. *Materials Science*. 2024. 60. 20 – 26 DOI: 10.1007/s11003-024-00845-z.

281. Bembenek M., Mandziy T., Ivasenko I., Berehulyak O., Vorobel R., Slobodyan Z., Ropyak L. Multiclass Level-Set Segmentation of Rust and Coating Damages in Images of Metal Structures. *Sensors*. 2022. 22. 7600. DOI: 10.3390/s22197600

282. A. Bi et al. Reliability Analysis of Oil and Gas Pipelines Based on Step-Down-Stress Testing in Corrosive Environments. *Mathematical Problems in Engineering*. 2022. Vol. 2022. P. 1 – 13. DOI: 10.1155/2022/4055779.

283. R.Tu, Q. Liao, L. Huang, Y. Jiao, X. Wei, Y. Liang Pipeline Sharing: Remaining Capacity Estimation of Multiproduct Pipelines. *Chemical Engineering Research and Design*. 2023. Vol. 191. P. 338-352. DOI: 10.1016/j.cherd.2023.01.028.

284. Nguyen V. L., Velychkovych A. S. & Andrusiak A. V. Evaluation of the strength of oil pipelines built in the mountains. *Petrovietnam Journal*. 2015. № 9. P. 46 – 52. DOI: pvj.com.vn/index.php/TCDK/article/view/795

285. Xu P., Zhang M., Lin Z., Cao Z., Chang X. Additional Stress on a Buried Pipeline under the Influence of Coal Mining Subsidence. *Advances in Civil Engineering*. 2018. Vol. 2018. P. 1 – 16. DOI: 10.1155/2018/3245624.

286. X. Liu, Z. Sun, J. Zhu, Y. Fang, Y. He, Y. Study on Stress-Strain Characteristics of Pipeline-Soil Interaction under Ground Collapse Condition. *Geofluids*. 2022. Vol. 2022. P. 1 – 25. DOI: 10.1155/2022/5778761.

287. Burukhina O., Bushinskaya A., Timashev S.A. Assessment of Reliability of the Above-ground Arctic Oil Pipeline under the Influence of a Random Process of Subsidence/heaving of Supports. *Proceedings of the 29th European Safety and Reliability Conference (ESREL)*, 22 – 26 September 2019. Singapore, 2019. DOI: 10.3850/978-981-11-2724-3_0607-cd.

288. Nelson F. E., Shiklomanov N. I., Nyland K. E. Cool, CALM, collected: the Circumpolar Active Layer Monitoring program and network. *Polar Geography*. 2021. Vol. 44, no. 3. P. 155 – 166. DOI: 10.1080/ 1088937x.2021.1988001.

289. Спосіб ванного зварювання стику багаторядних арматурних стержнів: пат. 153900 Україна, МПК E04G17/04. № u202301087; заявл. 16.03.2023; опубл. 13.09.2023, Бюл. № 37/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А. А., Дзюбик Л. В.

290. Спосіб ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів: пат. 156575 Україна, МПК E04G17/04, E01D22/00, E01D101/26, E01D101/30. № u202400671; заявл. 09.02.2024; опубл. 10.07.2024, Бюл. № 26/2024. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А.А., Дзюбик Л. В.

291. ДСТУ Б В.2.6-169:2011 З'єднання зварні арматури та закладних виробів залізобетонних конструкцій. Типи, конструкції та розміри. [Чинний від 2012-01-12]. К.: Міністерство регіонального розвитку, будівництва та житлово-комунального господарства України. 2011. 20 с.

292. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Шуптар Я. Є. Переміщення елементів опорного вузла магістрального нафтопроводу. *ЕМТ-2013: матеріали 3-ої Міжнародної конференції молодих вчених ЕМТ-2013*. м. Львів, 21-23 листопада 2013 р. Львів. С. 80-81.

293. Гуцуляк Ю. В., Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Юзьків Т. Б. Розрахунок бандажу та конструкція установки для проведення аварійно-відновлювальних робіт. *Пожезна безпека*. 2006. Вип. 8. С. 51 – 54.

294. Зворотний клапан фланцевий: пат. 20174. Україна, МПК E 02B9/06; F16K15/02. № u200607668; заявл. 10.07.2006; опубл. 15.01.2007, Бюлетень № 1. 3 с. Автори: Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б.

295. Зворотний муфтовий клапан: пат. 44587. Україна, МПК E02B9/06, F16K15/00. №u200903803; заявл. 17.04.2009; опубл. 12.10.2009, Бюлетень № 1. 4 с. Автори: Башинський О. І., Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б.

296. Палаш В.М., Дзюбик А. Р. Застосування спеціалізованих підкладок при вертикальних переміщеннях трубопроводів. *Wiadomosci naukowej mysli: materialy III Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, Przemysl*, 01 – 15 listopada 2007 roku. *Przemysl: Nauka i studia*. 2007. Т. 12. S. 41 – 45.

297. Топільницький В. Г., Лясковська С. Є., Велика О. Т., Бойко М. В. Теоретичні та прикладні основи методу скінченних елементів у машинобудуванні: *навчальний посібник*. Дрогобич: ПОСВІТ. 2020. 156 с.

298. Korendiy V., Zinko R., Muzychka D., Topilnytsky V. Systems of 3D modelling: *навчальний посібник*. Kamyanske: DSTU. 2019. 151 с.

ДОДАТОК А

СПИСОК ПУБЛІКАЦІЙ ЗДОБУВАЧА ЗА ТЕМОЮ ДИСЕРТАЦІЇ

Наукові праці, в яких опубліковано основні наукові результати дисертації

1. Krechkovska H., Voitovich A., Dzyubyk A., Kindratskyi B., Lampitskyi O., Bohun L. Differences in structure and properties of the beam metal of the bridge structure. *Mater Sci.* 2024. Vol. 59, P. 720–726. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3).** (Особистий внесок – виконав планування експерименту та завдання щодо реалізації механічних та фрактографічних досліджень металевої балки. Брав безпосередню участь в підготовці взірців, експериментальних та фрактографічних дослідженнях та узагальненні даних щодо рекомендації подальшої експлуатації балки після тривалого зберігання).

2. Dzyubyk A., Lisovska L., Voitovich A., Khomych I., Soloviov O., Dzyubyk L. Investigation in Structure of Fusion Zone of Welded Joint of High-Strength Steel with Austenite Weld. *New Technologies, Development and Application VII. NT 2024. Lecture Notes in Networks and Systems.* 2024. Vol 1069, P. 346 – 355. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4).** (Особистий внесок – сформував ідею та завдання проведення досліджень, розробив планування експерименту вимірювання зони термодформаційного впливу, взяв безпосередню участь в реалізації робіт на практиці. Підготував статтю до публікації).

3. Dzyubyk A., Dzyubyk L., Soloviov O. Effect of welding axial stresses on the strength of a welded pipe joint with a defect. *Vibroengineering Procedia.* 2024. Vol. 55. P. 187–193. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3).** (Особистий внесок – автору належить ідея та окреслення завдання щодо вивчення впливу залишкових напружень на міцність стиків труб із високоміцної сталі. Запропонував представлення функціональних залежностей для опису пластичних деформацій та отримав вирази для обчислення залишкових напружень. Брав участь в проведенні обчислень та узагальнив результати. Підготував статтю до публікації).

4. Dzyubyk A., Kusyi Y., Dzyubyk L., Nazar I., Ivanov V. Influence of the welding cycle on the parameters of material damageability of the high-strength steel connection with an austenitic seam. *Vibroengineering Procedia*. 2024. Vol. 55, P. 201–207. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – запропонував ідею та розробив методику дослідження зварних стиків методом LM-твердості та запропонував алгоритм реалізації. Сформулював завдання для проведення досліджень. Брав безпосередню участь в експериментальних дослідженнях та узагальненні даних. Підготував статтю до публікації).

5. Dzyubyk A. R., Voitovych A. A., Student O. Z., Dziubyk L. V., Khomych I. B. Evaluation of the Technical State of Reinforcement of the Concrete-Beam Span of a Bridge Constructed at the End of the Last Century. *Mater Sci*. 2022. Vol. 57, P. 466–474. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – сформулював завдання щодо необхідних механічних та фрактографічних досліджень арматурних стержнів залізобетонних балок. Брав участь в проведенні експерименту та фрактографічних дослідженнях. Узагальнив результати та підготував статтю до публікації)

6. Dzyubyk A. R. Impact Toughness of Welded Joints on 34KhN2MA Steel Produced from Electrodes with Various Phase Compositions. *Mater Sci*. 2020. Vol.56. P.203–209. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**.

7. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. V., Pokhmurs'ka G. V., Prokopyshyn I. A. Residual Strength of the Overhead Section of a Main Pipeline with Annular Cracks. *Mater Sci*. 2019. Vol.54, P. 855–865. **(індексується в Scopus, кuartиль Q3)**. (Особистий внесок – автору належить ідея щодо розвитку математичної балково-оболонкової моделі, формулювання завдання та узагальнення даних. Взяв участь у виконанні обчислень надземної ділянки. Запропонував підхід щодо встановлення коефіцієнтів запасу міцності за крихкого та в'язкого руйнування зварних стиків труб надземних переходів. Підготував статтю до публікації).

8. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of stress near the cracks in welded plates with taking into account the residual deformation. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2019. Vol. 480, Issue 1. P.

1–9. **(індексується в Scopus)**. (Особистий внесок – сформулював завдання. Використав експериментальні дані для запису формул для визначення залишкових деформацій. Розробив чисельний алгоритм розв’язування рівнянь підставі методу механічних квадратур. Проаналізував отримані результати та сформулював висновки).

9. Dzyubyk A. R., Voitovych A. A., Dzyubyk L. V., Babii L. O. Specific Features of the Fatigue Fracture of Welded Joints of 34KhN2MA Steel Formed by Electrodes with Different Phase Compositions. *Mater Sci*. 2018. Vol.54, P. 215–222. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – сформулював завдання досліджень та визначив необхідні типи зварних з’єднань та швів. Спланував експеримент та безпосередньо брав участь у його проведенні. Взяв участь в обробці даних та побудові кінетичних діаграм втомного руйнування, фрактографічних дослідженнях. Узагальнив результати та підготував статтю до публікації).

10. Dzyubyk A., Sudakov A., Dzyubyk L., Sudakova D. Ensuring the specified position of multisupport rotating units when dressing mineral resources. *Mining of Mineral Deposits*. 2019, Vol.13, Issue 4. P. 91 – 98. **(індексується в Scopus, кuartиль Q2)**. (Особистий внесок – сформулював завдання щодо визначення навантажень в конструкції на основі балково-оболонкової моделі, взяв участь в формулюванні розв’язуваних рівнянь та методики їхнього розв’язку, в окресленні та розв’язуванні завдання про забезпечення заданого вертикального положення опор, розробці ремонтних технологій. Брав участь в реалізації обчислень, узагальненні результатів та підготовці статті до публікації).

11. Maksymovych O.V., Dzyubyk A. R., Barvinska Kh. A., Dzyubyk L. V. Determination of stress in composite plates with cracks on the basis of the method of integral equations and solutions by Green. *Scientific Bulletin of National Mining University*. 2019. Issue 5, P. 65 – 73. **(індексується в Scopus, кuartиль Q2)**. (Особистий внесок – сформулював завдання. Взяв участь у створенні чисельного алгоритму на основі квадратур Лобатто; проведенні розрахунків напружень для півплощини з вільною або жорстко закріпленою межею, а також для пластини з еліптичним отвором і тріщинами; аналізі результатів і формулюванні висновків).

12. Maksymovych O., Dzyubyk A., Nazar I., Dzyubyk L. Calculation of Stresses near Holes in Welded Plates Taking Account of the Residual Deformations. *Materials Science Forum*. 2019. Vol. 968, P. 468 – 474. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – взяв участь у формулюванні завдання; побудові інтегральних рівнянь для анізотропних пластинок з пружними включеннями; створенні чисельного алгоритму на підставі методу механічних квадратур; проведення розрахунків на міцність на основі критерію Гоффмана; аналізі отриманих результатів та формулюванні висновків).

13. Pokhmurska H., Maksymovych O., Dzyubyk A., Dzyubyk L. Calculation of trajectories and the rate of growth of curvilinear fatigue cracks in isotropic and composite plates. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*. 2018. Vol. 373, 012024. **(індексується в Scopus)**. (Особистий внесок – сформулював завдання; вибрав діаграми втомного руйнування та критерії для знаходження напрямків росту тріщин; розрахував траєкторії та швидкості росту втомних тріщин; розрахував довговічність).

14. Dzyubyk A. R., Nykolyshyn T. M., Porokhovs'kyi Y. V. Influence of Residual Stresses on the Limit Equilibrium of a Pipeline with Internal Crack of Arbitrary Configuration. *Mater Sci*. 2016. Vol. 52, P. 89–98. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та сформулював алгоритм досліджень. Взяв участь в розробці математичної моделі та побудові графічних залежностей. Здійснив Узагальнив результати та підготував статтю до публікації).

15. Osadchuk V. A., Tsymbalyuk L. I., Dzyubyk A. R. Determination of the triaxial distribution of residual stresses in welded joints of structural elements with rectilinear seams and estimation of their influence on joint strength in the presence of crack-type defects. *Journal of Mathematical Sciences*. 2012. Vol. 183, P.150–161. **(індексується в Scopus, кuartиль Q4)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні задачі дослідження та математичної моделі зварного з'єднання із прямолінійним швом. Зокрема за його участі отримані вирази для визначення компонент тензора напружень для множини заданих локалізованих в зоні шва несумісних залишкових деформацій, досліджено впливу залишкових напружень на статичну міцність

такого зварного з'єднання з гострокінцевими дефектами з використанням двопараметричного критерію крихко-в'язкого руйнування. Підготував статтю до публікації).

16. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Метод визначення залишкових напружень у зварних з'єднаннях коловим швом сталей, схильних до гартування. *Машинознавство*. 2002. № 4. С. 33 – 36. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – запропонував ідею та розробив метод встановлення характеристик поля пластичних деформацій за експериментальними точковими значеннями напружень на поверхні зварних стиків. Взяв участь в отриманні виразів для обчислення залишкових напружень під час виконання кільцевих швів та узагальнив результати. Підготував статтю до публікації).

17. Дзюбик А. Р. Моделювання залишкових пластичних деформацій в зварних з'єднаннях. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2002. № 467. С. 123 – 127. **(наукове фахове видання України)**.

18. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Математичне моделювання залишкового напруженого стану в колових швах. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2002. № 456. С. 55 – 58. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання для дослідження залишкових напружень в колових швах. Взяв участь в отриманні виразів для обчислення залишкових напружень, узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

19. Банахевич Ю. В., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану в зварних з'єднаннях труб із врахуванням структурних змін. *Науковий вісник національного технічного університету нафти і газу*. 2003. № 1(5). С. 118 – 120. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні задачі щодо встановлення та дослідження впливу структурних змін в стиках труб за допомогою зразків-імітаторів. Брав участь в експериментальних дослідженнях, узагальненні отриманих результатів та підготовці статті до друку).

20. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного з'єднання труб з урахуванням структурних змін в зоні термічного впливу. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал «Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ»*. 2003. № 1. С. 77 – 81. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні та окресленні завдання досліджень, розробленні математичної моделі експериментально-розрахункового методу, що враховує структурні зміни в зоні термічного впливу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

21. Банахевич Ю. В., Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Діагностування напруженого стану в стикових зварних з'єднаннях труб розрахунково-експериментальним методом. *Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал «Методи та прилади контролю якості»*. 2003. № 10. С. 10 – 14. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в розробленні математичної моделі розрахунково-експериментального методу та отриманні розв'язуваних рівнянь. Спільно здійснював узагальнення отриманих результатів та готував статтю до друку).

22. Банахевич Ю. В., Дзюбик А. Р. Комплексний підхід до визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник «Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2004. Вип.38. С. 30 – 34. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в розробленні комплексного підходу до визначення напруженого стану зварних стиків магістральних трубопроводів та побудові структурної схеми. Розробив порядок отримання початкових значень неруйнівних методів із врахуванням особливостей їхнього використання та наявності зони термічного впливу. Підготував статтю до публікації).

23. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження особливостей напруженого стану нерознімних з'єднань деталей із високоміцних сталей. *Вісник Східноукраїнського національного університету імені Володимира Даля*. 2005. № 11 (93). С. 144 – 147. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – сформулював завдання

досліджень та підготував експерименту. Взяв участь в реалізації досліджень методами контактної локальної ТЕРС та мікротвердості. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

24. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Павлик В. П. Напружено – деформований стан нафтопроводу при його локальному підйманні. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2006. № 556. С. 3 – 8. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та розробив методику проведення досліджень. Провів чисельне моделювання МСЕ підкладки та розроблення її конструктивного виконання. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

25. Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Гуцуляк Ю. В. Прогнозування надзвичайних ситуацій при експлуатації зварних конструкцій на основі вимірювання напружень. *Пожежна безпека*. 2006. Вип. 9. С. 67 – 72. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання щодо вимірювання напружень та розробив загальний вид функціоналу що враховує використання неруйнівних методів вимірювання напружень. Узагальнив результати та взяв участь у підготовці статті до друку).

26. Гуцуляк Ю. В., Дворянин І. В., Дзюбик А. Р., Юзьків Т. Б. Розрахунок бандажу та конструкція установки для проведення аварійно-відновлювальних робіт. *Пожежна безпека*. 2006. Вип. 8. С. 51 – 54. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь у формуванні ідеї щодо використання бандажу при отриманні переносної модернізованої установки та розробленні алгоритму розрахунку бандажу та отриманні розрахункових формул встановлення розмірів бандажу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

27. Білобран Б., Дзюбик А. Розрахунок напружено – деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів чисельними методами. *Вісник НУ «Львівська політехніка»: «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2007. № 588. С. 8 – 12. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та дослідив вплив коефіцієнтів постелі ґрунту на

міцність надземної ділянки трубопроводу. Визначив характер та обсяг необхідного дослідження. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

28. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2009. Вип. 19.10. С. 89 – 94. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання для дослідження міцності високоміцних трубних з'єднань із використанням експериментально-розрахункового методу. Встановив необхідні параметри поля пластичних деформацій та взяв участь в узагальненні результатів і підготовці статті до друку).

29. Дзюбик А. Р. Моделювання залишкового напруженого стану при двосторонньому виконанні кільцевих швів зварних стиків труб. *Вісник Національного університету «Львівська політехніка» «Динаміка, міцність та проектування машин і приладів»*. 2003. № 483. С. 48 – 53. **(наукове фахове видання України)**.

30. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Ковальчук Р. А., Величко Л. Д. Вплив зварювальних пластичних деформацій на залишкові напруження в кільцевих швах труб. *Збірник науково-технічних праць «Науковий вісник» Національного лісотехнічного університету*. 2010. Вип. 20.9. С.106 – 111. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – визначив мету та завдання дослідження впливу зварювальних пластичних деформацій на залишкові напруження в кільцевих швах труб. Визначив необхідні характер та методику дослідження. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

31. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Напружено-деформований стан надземного балкового переходу в кожусі магістрального нафтопроводу. *Нафтова і газова промисловість*. 2010. № 1. С. 50 – 52. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання та визначив підходи і методику врахування кожуху для розрахунку міцності надземного трубопроводу,

спорудженого за схемою труба в трубі. Взяв безпосередню участь в експериментальних дослідженнях та перевірці запропонованого підходу. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

32. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Паньків В. І. Підвищення ефективності зварювання стиків трубопроводів. *Вісник «Оптимізація виробничих процесів і технічний контроль у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2011. № 702. С. 88 – 91. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – окреслив завдання досліджень та сформулював методику вивчення ефективності зварювання стиків трубопроводів, зокрема впливі швидкості охолодження на мікроструктуру та властивості металу у високотемпературній ділянці ЗТВ для трубної сталі. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

33. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р., Яновський С. Р. Вплив монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів у горах. *Нафтова і газова промисловість*. 2012. № 6. С. 39 – 42. **(наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь у проведенні чисельного експерименту під час вивчення монтажного пружного згину на напружено-деформований стан надземних переходів магістральних нафтопроводів. Взяв участь у узагальненні отриманих результатів та підготовці статті до друку).

34. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Розподіл залишкових напружень у пологій сферичній оболонці в околі ввареного кругового циліндра. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2013. Вип. 23.12, С. 352 – 357. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України)**. (Особистий внесок – взяв участь в формулюванні і проведенні дослідження напружень у пологій сферичній оболонці в околі ввареного кругового циліндра. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

35. Дзюбик А., Назар І., Дзюбик Л., Палаш Р., Саковець А. Забезпечення технологічної міцності зварних стиків обсадних труб. *Український міжвідомчий науково-технічний збірник «Автоматизація виробничих процесів у машинобудуванні та приладобудуванні»*. 2016. Вип. 50. С. 94–102. **(наукове**

фахове видання України). (Особистий внесок – окреслив завдання дослідження зварних стиків із сталей підвищеної міцності. Розробив алгоритм проведення експериментів. Взяв участь в реалізації експериментів та проведених обчислень, зокрема поля пластичних деформацій та обчислювальних виразів. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

36. Dzyubyk A., Palash V., Khomych I., Hrynus S. Optimization of Welding Modes for High-Strength Low-Alloy Domex 700 Steel. *Ukrainian Journal of Mechanical Engineering and Materials Science*. 2017. Vol. 3, No. 2, P. 47 – 54. **(наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – сформулював завдання та методику проведення експериментів щодо вивчення зони термічного впливу стиків високоміцної сталі та оптимізацію параметрів режиму зварювання. Взяв участь в проведенні металографічних досліджень та вимірюванні мікротвердості. Узагальнив отримані результати. Підготував статтю до публікації).

37. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Федик Ю. В. Особливості зварності сталі 30ХГСА. *Науковий вісник НЛТУ України*. 2017. Вип. 27(9). С. 68 – 72. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – взяв участь у встановленні можливості застосування методу КЛ ТЕРС для визначення у зварному з'єднанні розмірів зони сплавлення та її окремих ділянок типу неповного розплавлення та примежової. Брав участь в проведенні дослідження впливу температури попереднього підігрівання на мікроструктуру зварного з'єднання високоміцної сталі 30ХГСА, отриманого двошаровими швами. Взяв участь в узагальненні результатів та підготовці статті до друку).

38. Dzyubyk A. R., Palash V. M., Nazar I. B., Dzyubyk L. V., Palash R. V. Застосування зварних опорних вузлів під час ремонту надземних переходів магістральних трубопроводів. *Scientific Bulletin of UNFU*. 2016. 26(1). P. 230 – 238. **(індексується в Index Copernicus. Наукове фахове видання України).** (Особистий внесок – окреслив завдання та розробив методику розрахунку зварних опорних ригелів, здійснив їхнє конструювання із врахуванням реакції опор. Взяв участь у узагальненні отриманих результатів та підготував статтю до друку).

Патенти

1. Спосіб визначення розмірів зони термдеформаційного впливу зварних з'єднань сталей: пат. 106688 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № а201307866; заявл. 20.06.2013; опубл. 25.09.2014, Бюл. № 18/2014. 3 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Хомич І.Б., Назар І.Б., Палаш Р.В., Дзюбик Л. В. (**патент на винахід**). (Особистий внесок – запропонував ідею експериментально-розрахункового методу визначення лінійних розмірів зони термдеформаційного впливу. Сформулював завдання та методику реалізації запропонованого методу Брав безпосередню участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

2. Пристрій для контролю дефектів поверхні: пат. 56727 Україна, МПК G01B11/30. № 2002086950; заявл. 23.08.2002; опубл. 15.05.2003, Бюл. № 5. 3 с. Автори: Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Банахевич Ю. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував ідею щодо конструктивного виконання пристрою контролю та методику його використання на магістральних трубопроводах. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

3. Спосіб визначення напружень в поверхневому шарі металевого виробу і пристрій для його реалізації: пат. 68991 Україна, МПК G01L1/20, H01L35/28, H01L35/30, H01L35/32. № 20031110619; заявл. 25.11.2003; опубл. 16.08.2004, Бюлетень № 8. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – спільно з авторами запропонував конструкцію пристрою та методику застосування. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

4. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: деклараційний пат. 8135 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u200500679; заявл. 25.01.2005; опубл. 15.07.2005, Бюлетень № 7. 2 с. Автори: Палаш В.М., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував використовувати чутливіші термозонди та тривале в часі вимірювання ТЕРС. Взяв участь в розробці методики. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

5. Зворотний клапан фланцевий: пат. 20174. Україна, МПК Е 02В9/06; F16K15/02. № u200607668; заявл. 10.07.2006; опубл. 15.01.2007, Бюлетень № 1. 3 с. Автори: Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував конструкцію фланцевого клапана, що забезпечує перекриття високого тиску нагнітального середовища. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

6. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій в зварному з'єднанні: пат. 49482 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/00. № u2009 12708; заявл. 07.12.2009; опубл. 26.04.2010, Бюл. № 8. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Лагуняк Н. Я. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував комбіноване використання на вимірювальних базах мікротвердості та пристрою ТЕРС, де останній є базовим у реалізації методики. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

7. Зворотний муфтовий клапан: пат. 44587. Україна, МПК Е02В9/06, F16K15/00. №u200903803; заявл. 17.04.2009; опубл. 12.10.2009, Бюлетень № 1. 4 с. Автори: Башинський О. І., Гуцуляк Ю. В., Дзюбик А. Р., Дворянин І. В., Юзьків Т. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував використовувати додатково витискувальний клапан із реверсивним штоком, який встановлений з можливістю контактування з направляючим штоком. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

8. Пристрій для вимірювання твердості на поверхні циліндричних елементів: пат. 63765 Україна, МПК G01N3/42. № u201101349; заявл. 07.02.11; опубл. 25.10.11, Бюл. № 20. 3 с. Автори: Білобран Б.С., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував конструктивне виконання та методику реалізації пристрою для магістральних трубопроводів. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

9. Пристрій для оцінки ступеню деградації матеріалу великогабаритних конструкцій: пат. 84034 Україна, МПК Н01L35/28, Н01L35/32. № u201304016; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Кузьо І. В., Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив спільно

конструкцію пристрою та взяв участь в розробленні методики реалізації на великогабаритних виробках. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

10. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 84042 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u 201304081; заявл. 02.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Білобран Б. С.; Дзюбик А. Р., Яновський С. Р., Залеський В. М. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – взяв участь в розробленні металевої конструкції ригеля із ковпаками, яка використовується як заміник залізобетонного ригеля опор. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

11. Спосіб визначення розмірів зони пластичних деформацій у зварному з'єднанні трубопроводу кільцевим швом: пат. 84035 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u 201304019; заявл. 01.04.13; опубл. 10.10.13, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Палаш В. М.; Дзюбик А. Р., Назар І. Б.; Палаш Р. В.; Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував використовувати вимірювальні бази у вигляді тензорезисторів розташованих паралельно до осі шва, а деформацію тензорезисторів здійснювати зміною внутрішнього тиску трубопроводу. Брав участь у оформленні патенту).

12. Спосіб визначення реакції опори циліндричної балкової конструкції: пат. 102018 Україна, МПК G01M1/00; G01M1/04. № u201503740; заявл. 20.04.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував здійснювати послідовне навантаження моделі та формувати градуйовану залежність виміряних діаметрів у взаємоперпендикулярних напрямках залежно від реакції опори. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

13. Спосіб визначення величини і розподілу залишкових деформацій у стиковому зварному з'єднанні пластин із високоміцних сталей: пат. 102017 Україна, МПК G01B5/30; G01L1/06. № u201503739; заявл. 20.04.2015; опубл. 12.10.2015, Бюл. № 19. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. (**патент на корисну модель**). (Особистий внесок – запропонував підхід до визначення розподілу та

величини залишкових деформацій. Розробив алгоритм вимірювання та обчислення деформацій. Визначив обчислювальні вирази. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

14. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні: пат. 133245 Україна, МПК G01B7/004; G01N25/32. № u201811085; заявл. 09.11.2018; опубл. 25.03.2019, Бюл. № 6. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував застосовувати покази контактної локально термоелектрорушійної сили для вивчення хімічного складу вимірювальних баз. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

15. Спосіб тарування коерцитиметрів для визначення зон критичних напружень в оболонкових конструкціях: пат. 136077 Україна, МПК G01L1/12. № u201810573; заявл. 26.10.2018; опубл. 12.08.2019, Бюл. № 15. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Білобородченко В. І., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував виконувати послідовне навантаження оболонки для змінного напруженого стану при побудові тарувальних залежностей. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

16. Спосіб визначення розмірів зони сплавлення у зварному з'єднанні трубопроводу: пат. 147696 Україна, МПК G01B7/004, G01N25/32. № u202100657; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Палаш Р. В., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував для встановлення області вимірювальних баз використовувати мікротвердомір. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

17. Спосіб визначення розмірів зони зварювальних пластичних деформацій у зварному з'єднанні: пат. 147697 Україна, МПК G01B5/30, G01L1/06. № u202100658; заявл. 15.02.2021; опубл. 02.06.2021, Бюл. № 22. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Максимович О. В., Хомич І. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував використовувати різні параметри вимірювальних баз із врахуванням відстані до осі зварного шва. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

18. Спосіб ремонту залізобетонних опор магістральних трубопроводів: пат. 152342 Україна, МПК F16L1/00, F16L3/00. № u202202830; заявл. 04.08.2022; опубл. 11.01.2023, Бюл. № 2/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В., Хомич І. Б. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – запропонував регулювати висотне положення ригелю через його конструктивне виконання та методику реалізації на магістральних трубопроводах. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

19. Спосіб ванного зварювання стику багаторядних арматурних стержнів: пат. 153900 Україна, МПК E04G17/04. № u202301087; заявл. 16.03.2023; опубл. 13.09.2023, Бюл. № 37/2023. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А. А., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив конструкцію рознімної сталевий скоби-накладки, яка дає змогу охоплювати усі ряди арматурних стержнів з одного боку та здійснювати почергове зварювання арматур з протилежного боку. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

20. Спосіб ванного зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів: пат. 156575 Україна, МПК E04G17/04, E01D22/00, E01D101/26, E01D101/30. № u202400671; заявл. 09.02.2024; опубл. 10.07.2024, Бюл. № 26/2024. 3 с. Автори: Дзюбик А. Р., Войтович А.А., Дзюбик Л. В. **(патент на корисну модель)**. (Особистий внесок – розробив метод зварювання пакету багаторядних арматурних стержнів із можливістю почергового зварювання кожного ряду арматур з використанням вставок проміжних арматур. Брав участь у патентному пошуку, оформленні патенту).

Монографія

1. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ефективності зварювання магістральних трубопроводів при їх експлуатації та ремонті: *монографія*. Нац. ун-т «Львівська політехніка». Львів: Сполом, 2013. 258 с. (Особистий внесок – матеріал монографії ґрунтується на технічній інформації та підбірці ілюстративного матеріалу, які отримано в процесі діагностування

магістральних нафтогазопроводів в польових умовах Дзюбиком А. Р. Також ним проведено спільні дослідження, де окреслення завдання, аналіз отриманих результатів та їх інтрепретація здійснені Дзюбиком А. Р. самостійно. Спільно із Назаром І. Б. виконано комп'ютерне моделювання фізико-механічних властивостей зварних з'єднань для різних способів зварювання та проаналізовано вплив режимів зварювання на форму і склад зварних швів. У співавторстві із Палашем Р. В. проведено дослідження впливу параметрів поля пластичних деформацій та способу зварювання на компоненти напруженого стану).

Опубліковані праці апробаційного характеру

1. Березок Б., Ліщинська М., Дзюбик А. Довговічність зварних стиків труб магістральних газопроводів в умовах напруженого стану. *5-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2001. С. 113. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

2. Медведик О. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р., Слободян Б. В. Оценка напряженного состояния потенциально опасных участков магистральных трубопроводов. *Диагностика – 2002: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи*. Т.3. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром, Ч.1. 2002. С. 58 – 61. (Форма участі – публікація тез).

3. Банахевич Ю. В., Коваль Р. И., Зубик Й. Л., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Диагностика технического состояния магистральных газопроводов УМГ «Львовтрансгаз». *Диагностика – 2002: Сб. трудов двенадцатой международной деловой встречи*. Т.3. «Диагностика линейной части магистральных газопроводов». Москва: ИРЦ Газпром. Ч.2. 2002. С. 134 – 138. (Форма участі – публікація тез).

4. Медведик О., Кичма А., Слободян Б., Дзюбик А. Коррозія магістральних газопроводів на переходах через перешкоди. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів»*. № 3. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2002. С. 790 – 793. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

5. Дзюбик А. Р. Дослідження умовних пластичних деформацій неруйнівними методами із врахуванням структурних змін в зварному з'єднанні. *6-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2003. С. 113. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

6. Дзюбик А. Р. Уточнений підхід до визначення умовних пластичних деформацій у зварному з'єднанні при застосуванні експериментально-розрахункового методу. *Зварювання та суміжні технології: збірник тез II Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів*. Київ, 2003. С. 29. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

7. Палаш В. М., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Визначення зварювальних напружень на основі вимірювань контактної локальної термоелектрорушійної сили. *Сварные конструкции: тези доповідей міжнародної конференції*. Київ, 2003. С.127 – 128. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

8. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях кільцевим швом сталевих труб схильних до гартування. *Сварные конструкции: тези доповідей міжнародної конференції*. Київ, 2003. С. 125. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

9. Дзюбик А. Р., Юзьків Т. Б. Оцінка ризику виникнення надзвичайних ситуацій на магістральних трубопроводах із застосуванням моделювання методом скінчених елементів. *Пожежна безпека та аварійно-рятувальна справа: стан, проблеми і перспективи: збірник матеріалів VII всеукраїнської НПК рятувальників «Пожежна безпека – 2005»*. Київ, 2005. С. 147 – 148. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

10. Дзюбик А. Р. Особливості напруженого стану мартенситу в колошовній зоні зварних з'єднань сталей, схильних до гартування. *Зварювання та суміжні технології: збірник тез III Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів*. Київ, 2005. С. 33. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

11. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження напруженого стану мартенситу в пришовній зоні зварних з'єднань. *7-ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2005. С. 103 – 104. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

12. Білобран Б., Дзюбик А., Павлик В. Застосування чисельних методів для оцінки напружено-деформованого стану балкових переходів магістральних трубопроводів. *8-ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2007. С. 111 – 112. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

13. Палаш Р. В., Дзюбик А. Р. Дослідження впливу металу зварного шва на рівень напруженого стану в зоні термдеформаційного впливу. *Зварювання та суміжні технології: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів*. Київ, 2007. С. 46. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

14. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Застосування спеціалізованих підкладок при вертикальних переміщеннях трубопроводів. *Wiadomosci naukowej mysli: materialy III Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, Przemysl, 01 – 15 listopada 2007 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2007. T. 12. S. 41 – 45. (Форма участі – публікація тез).

15. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка напружень другого роду в мартенситній ділянці зварного з'єднання. *Perspektywiczne opracowania nauki i techniki: materialy II Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, 16 – 30 listopada 2007 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2007. T. 10. S. 28 – 31. (Форма участі – публікація тез).

16. Палаш В. М., Юськів В. М., Дзюбик А. Р. Застосування зразків – імітаторів для дослідження напружень в зварних з'єднаннях неруйнівними методами. *Naukowym progres na rubiezy tysiacleci – 2008: materialy IV Miedzynarodowej naukowi-praktycznej konferencji, 1 – 15 czerwca 2008 roku*. Przemysl: Nauka i studia. 2008. T. 14. S. 16 – 21. (Форма участі – публікація тез).

17. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Дубовик В. О. Математична модель для визначення залишкових напружень у виготовлених із сталей схильних до гартування дискових деталях з коловим зварним швом. *Зварювання та споріднені*

процеси і технології: збірник тез Всеукраїнської науково-технічної конференції студентів, аспірантів та молодих науковців, м. Миколаїв: НУК ім. адм. Макарова, 3-7 вересня, 2008. С.55. (Форма участі – публікація тез).

18. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оптимізація технології дугового зварювання кільцевих неповоротних стиків магістральних трубопроводів. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 225 – 226. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

19. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В., Назар І. Б. Зварювальні матеріали для з'єднань високоміцних сталей, схильних до мартенситного перетворення. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2008. С. 226 – 228. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

20. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Хомич І. Б. Застосування залізо-марганцевих порошкових дротів для відновлення деталей, що працюють в абразивному середовищі. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 119. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

21. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В. Підвищення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *9-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2009. С. 212. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

22. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка впливу напруженого стану на ресурс зварних стиків магістральних трубопроводів. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій*: матеріали міжнародної науково-технічної конференції. Миколаїв: НУК. 2009. С.44. (Форма участі – публікація тез).

23. Назар І. Б., Дзюбик А. Р. Оцінка напружено-деформованого стану у різнотовщинних кругових зварних з'єднаннях. *Проблеми зварювання, споріднених процесів та технологій*: матеріали міжнародної науково-технічної конференції. Миколаїв: НУК. 2009. С.84. (Форма участі – публікація тез).

24. Дзюбик А. Р., Назар І. Б., Палаш Р. В., Геряк І. І. Шляхи забезпечення ресурсу зварних стиків магістральних трубопроводів. *Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій*: збірник праць 4-ї міжнародної конференції. Львів. 2009. С. 917 – 922. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

25. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Фактори впливу на розподіл залишкових напружень у зварних з'єднаннях оболонкових конструкцій із легованих сталей. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С.77. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

26. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Визначення залишкових напружень при багат шаровому зварюванні труб. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С.164. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

27. Назар І. Б., Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Дослідження зварювальних напружень у стиках труб різної товщини. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез 5-ї Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ: ІЕЗ ім. Є. О. Патона. 2009. С. 163. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

28. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в зварних з'єднаннях циліндричних оболонок із високоміцних сталей. *Математичні проблеми механіки неоднорідних структур*: збірник праць. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України. 2010. С. 137 – 140. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

29. Осадчук В. А., Дзюбик А. Р. Оцінка впливу залишкових напружень на статичну міцність зварених кільцевим швом циліндричних оболонок з високоміцних сталей із осьовим тріщиноподібним дефектом. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних*

конструкцій: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 10-13.11.2010 р. Львів, 2010. С. 57 – 58. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

30. Осадчук В., Палаш В., Дзюбик А. Оцінка статичної міцності оболонкових конструкцій з наскрізними дефектами та визначення їх критичних розмірів. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 92 – 93. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).*

31. Дзюбик А., Назар І., Палаш Р. Визначення статичної міцності пластини з дефектом, що моделюється наскрізною тріщиною. *10-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2011. С. 108 – 109. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).*

32. Дзюбик А. Р., Назар І. Б. Оцінка залишкового ресурсу трубопроводів із поверхневими дефектами *Зварювання та суміжні технології: збірник тез VI Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2011. С. 70. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).*

33. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Дослідження поля пластичних деформацій при дуговому зварюванні оболонкових конструкцій із високоміцних сталей. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 07-09.11.2012 р. Львів. 2012. С. 25 – 26. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).*

34. Дзюбик А. Р., Палаш Р. В. Оцінка міцності зварних оболонок за нелінійного напруженого стану. *Комплексне забезпечення якості технологічних процесів та систем: матеріали II міжнародної науково-технічної конференції., Чернігів 23 – 25 травня 2012 р., Чернігів. С. 58. (Форма участі – публікація тез).*

35. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Оцінка міцності зварних з'єднань із прямолінійними швами в конструкціях оболонкового типу. *Сварочное производство в машиностроении: Перспективы развития: материалы III Международной научно-технической конференции. Краматорск: ДГМА, 2012. С. 54 – 55. (Форма участі – публікація тез).*

36. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Залишкова міцність магістральних трубопроводів із високоміцних сталей. *Сварка и родственные технологии – настоящее и будущее*: тези доповідей міжнародної конференції. Ін-т електрозварювання ім. Є.О. Патона НАН України. Київ, 2013. С.118 – 119. (Форма участі – публікація тез).

37. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Забезпечення статичної міцності трубопроводів за наявності дефектів. *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2013. С. 69. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

38. Dzyubyk A. R. Problems of diagnostics of residual stresses in welded joints of pipelines. *MEMS Design: Proceedings of IXth International Conference on Perspective Technologies and iMethods in MEMS Design*. – Lviv: Lviv Polytechnic Publishing House, 2013. P. 175. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

39. Білобран Б. С., Дзюбик А. Р. Забезпечення міцності надземного переходу магістрального трубопроводу із врахуванням умов його спорудження. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 22 – 23. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

40. Дзюбик А. Р., Палаш В. М., Хомич І. Б. Визначення зони термодформацийного впливу за двохстороннього зварювання. *11-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2013. С. 185 – 186. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

41. Палаш В. М., Дзюбик А. Р. Проблеми прогнозування міцності зварних з'єднань елементів конструкцій із високоміцних сталей. *Сучасні проблеми механіки та математики*: тези доповідей міжнародної наукової конференції. м. Львів, 21 – 25 травня 2013 р. Львів, 2013. Т 1. С. 95 – 97. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

42. Дзюбик А. Р., Хомич І. Б., Шуптар Я. Є. Переміщення елементів опорного вузла магістрального нафтопроводу. *ЕМТ-2013*: матеріали 3-ої Міжнародної

конференції молодих вчених ЕМТ-2013. м. Львів, 21-23 листопада 2013 р. Львів С. 80–81. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

43. Дзюбик А. Р. Вплив корозійних дефектів на міцність зварних з'єднань магістральних трубопроводів. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». № 10. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, Т.2. 2014. С. 657 – 660. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

44. Николишин М. М., Базилевич Л. В., Дзюбик А. Р. Визначення залишкових напружень в околі кільцевого зварного шва у промислових резервуарах циліндричної форми з плоским днищем. *Математичні проблеми механіки неоднорідних структур*: збірник праць міжнар. наук. конференції. Львів: ІППМ ім. Я. С. Підстригача НАН України, 2014. С. 184 – 186. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

45. Палаш В. М., Дзюбик А.Р. Визначення довговічності зварних з'єднань магістральних трубопроводів при наявності дефектів. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 30-31.10.2014 р. Львів. 2014. С. 82. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

46. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Міцність надземних багатопрогонних переходів трубопроводів із врахуванням пружних деформацій опор. *Теорія та практика раціонального проектування, виготовлення і експлуатації машинобудівних конструкцій*: праці конференції. Львів: Кінпатрі ЛТД, 30-31.10.2014 р. Львів. 2014. С. 83. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

47. Дзюбик А., Хомич І., Куцяба А. Забезпечення технологічної міцності зварних з'єднань із високоміцних конструкційних сталей *Зварювання та суміжні технології*: збірник тез IV Всеукраїнської науково-технічної конференції молодих учених та спеціалістів. Київ, 2015. С. 73. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

48. Палаш В. М., Дзюбик А. Р., Хомич І. Б. Особливості зварювання спеціальних високоміцних сталей без застосування попереднього підігрівання 12-

ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2015. С. 101 – 102. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

49. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Забезпечення енергоощадних умов формування зварних з'єднань підвищеної міцності. *Енергоощадні машини і технології*: тези доповідей II-ї Міжнародної науково-технічної конференції. К.: КНУБА, 2015. С. 78. (Форма участі – публікація тез).

50. Дзюбик А., Червінська Н., Войтович А., Дзюбик Л. Корозійна тривкість зварних з'єднань сталі типу Armstal 500. *Проблеми корозії і протикорозійного захисту матеріалів*: Спецвипуск журналу «Фізико-хімічна механіка матеріалів». № 11. Львів: ФМІ ім. Г. В. Карпенка НАН України, 2016. С. 115 – 118. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

51. Дзюбик А., Прокопишин І. Розрахунок багатоопорної надземної ділянки магістрального нафтопроводу. *13-ий Міжнародний симпозиум українських інженерів-механіків у Львові*: тези доповідей. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2017. С. 29 – 30. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

52. Dzyubyk L., Pokhmurska H., Dzyubyk A. Providing a given position multiple supported structures Structures beam. *The 13th International Conference «Mechatronic Systems and Materials (MSM – 2017): Abstracts of Papers for the 13th International Conference: «Mechatronic Systems and Materials (MSM – 2017)»*. Vilnius, Lithuania, 03 – 05 July 2017. Compiled by Justinas Gargasas. Vilnius: Technika, 2017. P. 123. (Форма участі – публікація тез).

53. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Визначення міцності багатоопорного переходу магістрального трубопроводу. *Машини, обладнання і матеріали для нарощування вітчизняного видобутку нафти і газу PGE – 2018*: праці II Міжнародної науково-технічної конференції. Ів.-Франківськ. 2018. С. 127 – 131. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

54. Дзюбик А. Р., Прокопишин І. А., Дзюбик Л. В., Зінько Я. А. Прогнозування міцності надземної ділянки магістрального трубопроводу. *Сучасні проблеми механіки та математики*: збірник наукових праць міжнародної наукової

конференції. Львів, 2018. Т 2. С. 181 – 182. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

55. Дзюбик А. Р. Особливості формування залишкових зварювальних деформацій при застосуванні різних типів зварних швів. *14-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2019. С. 155 – 156. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

56. Дзюбик А. Р., Дзюбик Л. В. Тензометрування різнотовщинних зварних стиків надземних ділянок магістральних трубопроводів. *16-ий Міжнародний симпозіум українських інженерів-механіків у Львові: тези доповідей*. Львів: Кінпатрі ЛТД, 2023. С. 59 – 60. (Форма участі – публікація тез, усна доповідь).

57. Dzyubyk A., Kindrats'kyi B., Nazar I., Dzyubyk L., Soloviov O. Peculiarities of repairing supports for above-ground sections of main pipelines. *Моделювання і комп'ютерний інжиніринг в машинобудуванні (МСЕМЕ–2024): збірник тез 2 Міжнародної науково-теоретичної конференції, м. Львів, 18–21 червня 2024 р.* Львів, 2024. С. 29. (Форма участі – усна доповідь).

Опубліковані праці, які додатково відображають наукові результати

1. Медведик О., Слободян Б., Кичма А., Дзюбик А. Комплексний підхід до діагностування напружено-деформованого стану магістральних трубопроводів. *Серія «Фізичні методи та засоби контролю середовищ, матеріалів та виробів».* Збірник наукових праць. «Неруйнівний контроль конструктивних та функціональних матеріалів». 2002. Вип. 7. С. 110 – 113.

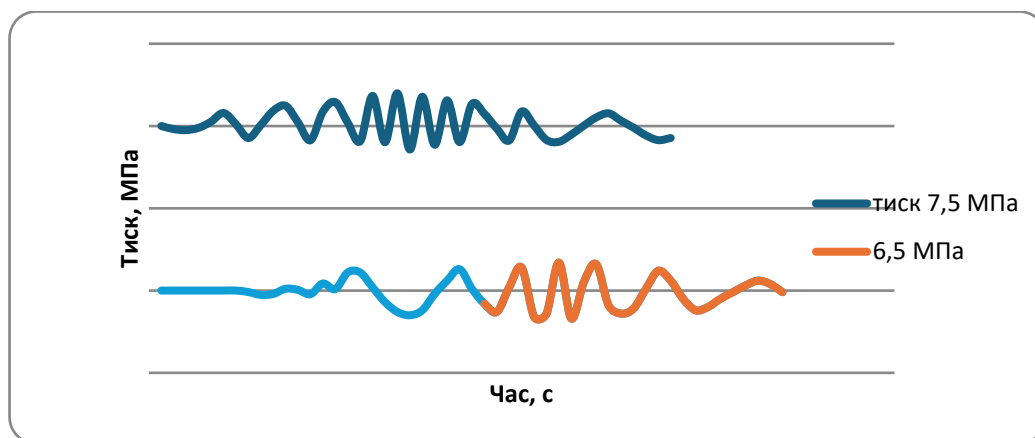
2. Банахевич Ю. В., Кичма А. О., Дзюбик А. Р. Визначення напружено-деформованого стану однопрогінних безкомпенсаторних балкових переходів трубопроводів. *Всеукр. міжвідомчий наук – техн. збірник «Діагностика, довговічність та реконструкція мостів і будівельних конструкцій».* 2002. Вип. 4. С. 7 – 12.

3. Юзьків Т. Б., Дзюбик А. Р. Прогнозування надзвичайних ситуацій в надземних переходах трубопровідного транспорту. *Пожежна безпека. Збірник наукових праць*. 2005. Вип. 6. С. 116 – 119.

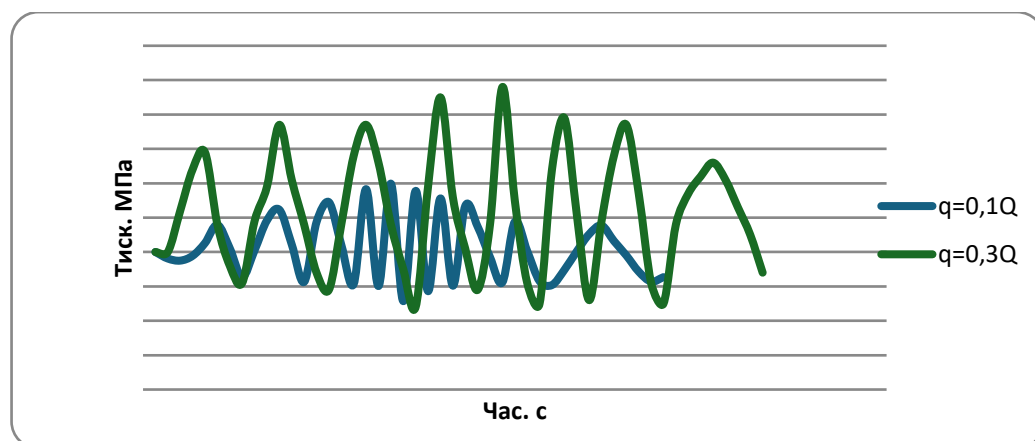
4. Dzyubyk A. R., Dzyubyk L. W. Prediction of strength of multi-support overground segment of main pipeline. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*. 2023. Vol. 1277, no. 1. P. 012014. DOI: 10.1088/1757-899x/1277/1/012014.

ДОДАТОК Б

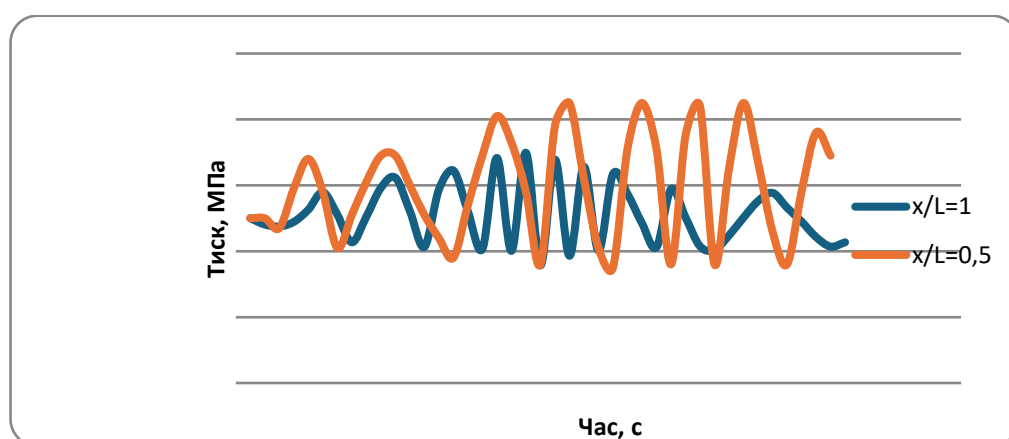
ХАРАКТЕР НЕСТАЦІОНАРНИХ ПРОЦЕСІВВ МАГІСТРАЛЬНОМУ ГАЗОПРОВОДІ [38, 144, 145, 157 – 159]



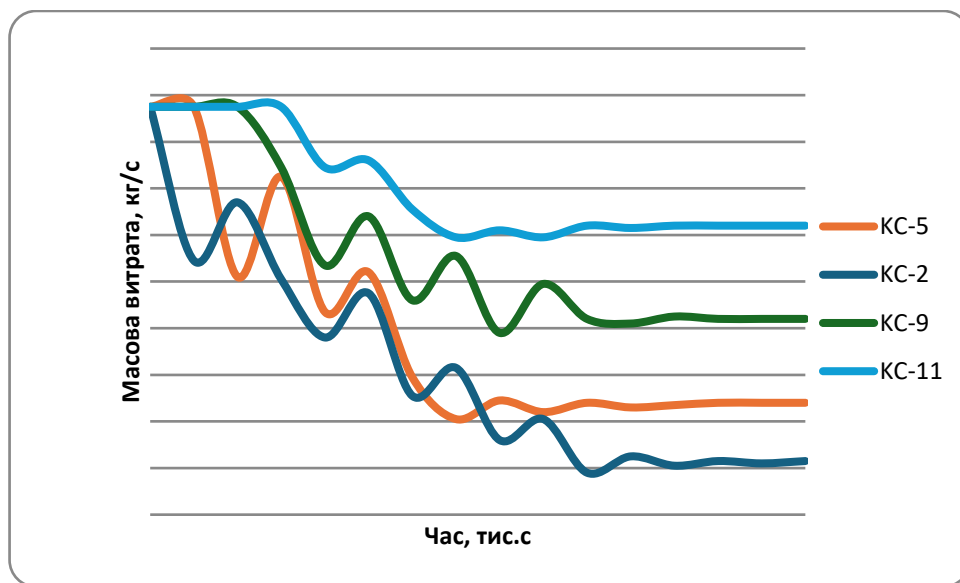
а



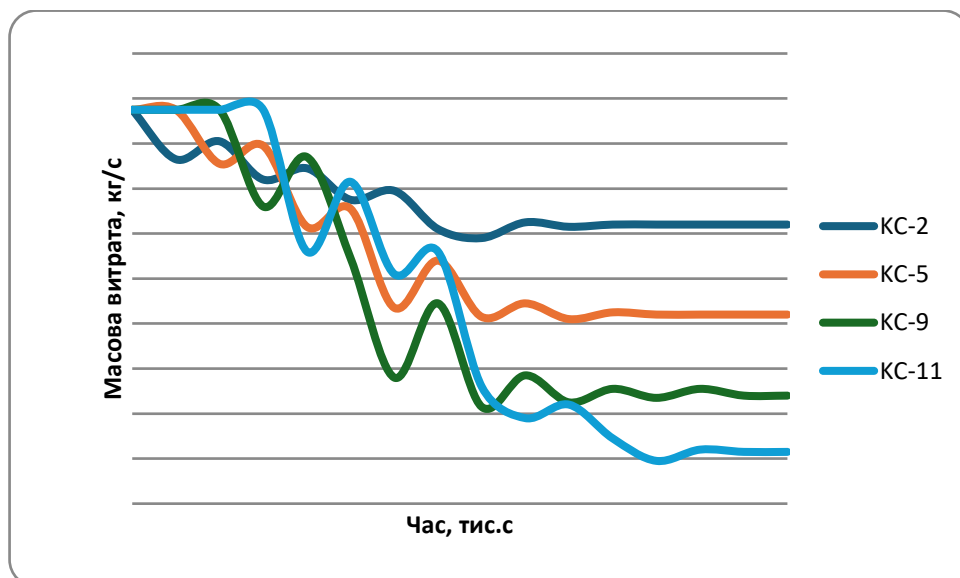
б



в



Г



Д

Тут використано позначення: а) на початку лінійної ділянки при різній величині початкового тиску; б) на початку лінійної ділянки при різній величині відбору газу; в) на початку лінійної ділянки при різних лінійних координатах відбору; г) на початку газопроводу при відключенні компресорної станції д) в кінці газопроводу при відключенні компресорної станції.

ДОДАТОК В
ЧИСЛОВІ ЗНАЧЕННЯ ПАРАМЕТРІВ C_l

φ	Коеф.	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	C_7	C_8	C_9	C_{10}
0	G_0	0.27389	-0.79900	-0.26714	1.4761	5.7226	0.16033	0.64383	-1.7330	-2.5867	0.55987	-0.54503
	G_1	0.028002	-1.1022	-0.033521	0.22057	0.52258	0.10846	0.065941	-5.1077	-0.93098	2.4443	0.18878
	G_2	0.012675	-1.1481	-0.015221	-0.082355	0.13759	0.041064	0.019569	-1.9848	-0.22151	2.9522	0.16896
	G_3	7.3602e-3	-1.1544	-6.5361 e-3	-0.36173	0.049133	0.044540	8.9574e-3	-1.4999	-0.081464	5.0826	0.10436
	G_4	4.9892e-3	-1.2132	-4.3696e-3	-0.46223	0.020326	0.068641	4.1052e-3	-1.1912	-0.033493	5.2003	0.074990
90	G_0	0.79807	0.041621	-0.55195	0.94721	-0.33668	0.52973	-0.93391	-0.064536	0.28786	-0.22806	—
	G_1	0.82407	0.023018	0.14705	0.15481	0.048556	0.16795	-0.12109	7.2007e-3	0.093079	-0.094413	—
	G_2	0.75607	1.8397e-3	0.28788	0.023688	0.12715	0.066900	0.012227	0.021628	0.041800	-0.051236	—
	G_3	0.68582	-1.6499e-3	0.30738	-0.033522	0.13604	0.029992	0.072309	0.022755	0.022788	-0.030355	—
	G_4	0.63097	8.4876e-3	0.30584	-0.067862	0.13547	0.025147	0.092532	0.022520	0.015831	-0.029806	—

ДОДАТОК Г
ГАЛУЗЕВА КОМПЛЕКСНА МЕТОДИКА

НАЦІОНАЛЬНА АКЦІОНЕРНА КОМПАНІЯ
«НАФТОГАЗ УКРАЇНИ»
АТ УКРТРАНСГАЗ
ІВНО-ФРАНКІВСЬКИЙ НАЦІОНАЛЬНИЙ ТЕХНІЧНИЙ
УНІВЕРСИТЕТ НАФТИ І ГАЗУ

ПОГОДЖЕНО
Проректор з наукової роботи
ІФНТУНГ, д.т.н., проф.

_____ О. Кондрат
« ____ » _____ 2025 р.



ЗАТВЕРДЖУЮ
Головний інженер
АТ «Укртрансгаз», к.т.н.

_____ В. Рудко
« ____ » _____ 2025 р.



ГАЛУЗЕВА КОМПЛЕКСНА МЕТОДИКА

ПРАЦЕЗДАТНІСТЬ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ ТРИВАЛОЕКСПЛУАТОВАНИХ
ТРУБОПРОВІДНИХ СИСТЕМ ТА ЗОСЕРЕДЖЕНИХ ОБ'ЄКТІВ

Івано-Франківськ – 2025

ДОДАТОК Д

РЕЗУЛЬТАТИ ВИМІРЮВАНЬ МАКРОТВЕРДОСТІ В ЗВАРНОМУ

З'ЄДНАННІ ІЗ ВИСОКОМІЦНОГО МАТЕРІАЛУ

№ лінії	Лінія еквідистантного перерізу							
	1	2	3	4	5	6	7	<i>вісь шва</i>
№ п/п	Твердість по шкалі HRC, од							
1	53	55	54	55	49	39	20	18
2	59	55	56	55	51	44	27	19
3	58	57	57	55	53	44	26	20
4	59	58	53	56	53	45	24	21
5	59	58	56	58	51	44	25	18
6	57	57	57	56	50	43	23	15
7	58	55	55	53	49	48	20	12
8	55	54	55	53	49	49	17	11
9	53	54	54	52	47	42	18	10
10	56	55	53	51	47	42	16	10
11	57	56	53	51	48	48	13	12
12	56	53	51	51	47	45	14	11
13	54	54	52	51	45	50	14	9
14	53	53	53	50	45	56	14	10
15	54	54	55	51	47	58	15	14
16	55	54	52	50	47	55	18	9
17	54	52	51	51	44	49	16	10
18	52	56	52	50	46	55	18	9
19	55	52	52	50	47	43	19	10
20	53	53	50	51	44	43	16	10
21	55	51	53	51	47	51	15	11
22	54	53	52	50	42	47	13	11
23	52	51	51	48	41	46	15	10
24	54	55	51	49	42	40	13	11
25	50	50	53	48	43	49	15	15

ДОДАТОК Е

РЕАЛІЗАЦІЯ МЕТОДУ LM-ТВЕРДОСТІ ДЛЯ МАТЕРІАЛУ ПІДВИЩЕНОЇ МІЦНОСТІ ТРУБНОГО ТИПУ

1. Вхідні дані - аустенітний шов.

1.1. Номер перерізу - 1.

1.2. Кількість вимірювань: $n := 25$

$H_i :=$	53	
	59	
	58	
	59	
	59	
	57	
	58	
	55	
	53	
	56	
	57	
	56	
	54	
	53	
	54	
	55	
	54	
	52	
	55	
	53	
	55	
	54	
	52	
	54	
	50	

	0
0	1.724
1	1.771
2	1.763
3	1.771
4	1.771
5	1.756
6	1.763
7	1.74
8	1.724
9	1.748
10	1.756
11	1.748
12	1.732
13	1.724
14	1.732
15	1.74
16	1.732
17	1.716
18	1.74
19	1.724
20	1.74
21	1.732
22	1.716
23	1.732
24	1.699

$\log(H_i) =$

2. Результати розрахунків:

2.1. середня твердість (HRC)

$$H_{i\_med} := \frac{\sum H_i}{n} \quad H_{i\_med} = 55.00$$

2.2. коефіцієнт варіації (ν)

$$\nu := \left(\frac{1}{\frac{1}{n} \sum H_i} \right) \cdot \left[\frac{1}{n-1} \cdot \sum \left[H_i - \left(\frac{1}{n} \sum H_i \right) \right]^2 \right]^{0.5} \cdot 100$$

$$\nu = 4.391$$

2.3. коефіцієнт гомогенності Вейбулла (m)

$$m := \frac{1.0915}{2.30259 \cdot \sqrt{\left(\frac{1}{n-1} \right) \cdot \sum \left[\log(H_i) - \frac{1}{n} \left(\sum \log(H_i) \right) \right]^2}}$$

$$m = 24.89$$

2.4. константа матеріалу (A_m)

$$A_m := \left(\frac{m+2}{4 \cdot m+4} \right)^{\frac{1}{m}} \quad A_m = 0.947$$

2.5. технологічна пошкоджуваність (D)

$$D := \frac{(52 - m)}{52} \quad D = 0.521$$

2.6. інтенсивність зростання техн. пошк. (j_D)

$$j\_D := \frac{(52 - m)}{m} \quad j\_D = 1.089$$

ДОДАТОК Ж

ІНТЕРФЕЙС ПРОГРАМИ РОЗРАХУНКУ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗВАРНОМУ СТИКУ ТРУБ

Залишкові напруження в трубопроводі з зварним швом, що містить тріщину

1) Параметри трубопроводу

Границя текучості (МПа):

Границя міцності (МПа):

Модуль Юнга (МПа):

Коефіцієнт Пуассона:

Товщина труби (мм):

Зовнішній діаметр (мм):

2) Функція розподілу залишкових деформацій

Ширина зони (для F_i): $a1 =$ $a2 =$ $a3 =$ $a0 =$

Форма функції $F_i(x)$: $s1 =$ $s2 =$ $s3 =$ $s0 =$

Форма функції $f(z)$: $n1 =$ $n2 =$ $q1 =$ $q2 =$

$r0 =$ $r00 =$

Коеф. для деформацій: $k =$ Коефіцієнт пропорційності $K1 =$

Варіант розрахунку

☒ За координатою r

☐ За товщиною (по z)

☐ Просторовий (r, z)

для заданого $z =$

3) Параметри тріщини

Розміри тріщини (мм) — $a:$ $c:$

Віддаль від центра тріщини

☐ Внутрішня тріщина

☐ Осьова півеліптична тріщина

☒ Зовнішня тріщина

☐ Кільцева тріщина

4) Додаткові параметри

Температурний перепад, $^{\circ}\text{C}$:

Коефіцієнт лінійного розширення:

Внутрішній тиск P (МПа):

Інтегральний коефіцієнт надійності:

Критичний коефіцієнт інтенсивності:

РОЗРАХУНКОВІ ВЕЛИЧИНИ

Границі зміни:	Початок	Кінець	Крок	
☒ Напруження	-20.000	20.000	0.1	
☐ Функції $F_i(x), F(z)$	-12.000	12.000	0.10	
☒ Коефіцієнт запасу міцності				

Програмний комплекс обчислення залишкових напружень та статичної міцності містить окремі обчислювальні блоки, які можуть задіюватися в залежності від отримання необхідних результатів:

- 1) характеристики трубопроводу та фізико-механічні властивості основного матеріалу;
- 2) числові значення параметрів для опису поля пластичних деформацій в зварному стику труб;
- 3) параметри поверхневого дефекту та його положення відносно поверхні труб: зовнішня або внутрішня, відстань до осі шва тощо;
- 4) експлуатаційні показники трубопроводу;
- 5) параметри граничних значень для обчислення та представлення результатів.

ДОДАТОК 3

ІНТЕРФЕЙС ПРОГРАМИ РОЗРАХУНКУ НАДЗЕМНОЇ ДІЛЯНКИ МАГІСТРАЛЬНОГО ТРУБОПРОВОДУ

А
Б
В
Г
Д

Балка на кпругних опорах
— □ ×

Вхідні дані
Проміжні результати
Прогин балки
Кут повороту
Момент
Напруження
Таблиця результатів

1)

2)

3)

4)

Aboveground:
BeamLen: 74,75
Diametr: 0,530
E: 206000
NU: 0,3
Ro_Pipe: 0,00785
Ro_Oil: 0,000895
SupNumber: 3
StiffNumb: 4
Q_Numb: 4
P_Numb: 1
NGraph: 100

Left:

Length 1: 20
H1: 0,0085

Q1_P+0: 0,00
Q1_G: 0,0285

HG1: 1,2
RoG1: 0,00275
Q1_G: 0,01715769

Q1_Pipe: 0,0010724122
Gr_dt1: 0
Gr_all1: 0
Gr_k1 - stiffness: 10
Nrez1: 40

Q1_P+0: 0,002887161E
Q1_P+0+G: 0,020044851E

Right:

Length 2: 20
H2: 0,0085

Q2_P+0: 0,00
Q2_G: 0,0285

HG2: 1,2
RoG2: 0,00275
Q2_G: 0,01715769

Q2_Pipe: 0,0010724122
Gr_dt2: 0
Gr_all2: 0
Gr_k2 - stiffness: 10
BNrez2: 40

Q2_P+0: 0,002887161E
Q2_P+0+G: 0,020044851E

Ввід 1
Ввід 2
Збереження

Розрахунок

i	ai	zi	ki	di	hi	Ei	bi
1	17,80	0,000	0,1000	0,00	0,01	206000	0,00
2	42,70	0,000	0,1000	17,80	0,01	206000	17,80
3	0,00	0,000	0,10000	42,70	0,01	206000	42,70
4	0,00	0,000	0,10000	60,50	0,01	206000	60,50

i	ai	zi	ki	di	hi	Ei	bi	qi	ci
1	17,80	0,000	0,1000	0,00	0,01	206000	0,00	0,00502	00,
2	42,70	0,000	0,1000	17,80	0,01	206000	17,80	0,00502	00,
3	0,00	0,000	0,10000	42,70	0,01	206000	42,70	0,00502	00,
4	0,00	0,000	0,10000	60,50	0,01	206000	60,50	0,00502	00,

Програмний комплекс обчислення міцності надземних ділянок згідно балково-оболонкової моделі, що містить наступні елементи вводу даних та блоки результатів обчислень:

- елементи вводу даних:

- 1) характеристики геометричних показників надземної ділянки трубопроводу;
- 2) характеристики геометрії лівої частини підземної частини надземної ділянки трубопроводу та податливості ґрунту;
- 3) характеристики геометрії правої частини підземної частини надземної ділянки трубопроводу та податливості ґрунту;
- 4) показники податливості опорних елементів, прикладених зусиль та розподіленого навантаження, координати проміжних опор тощо;

- результати обчислень балково-оболонкової моделі надземної ділянки:

- А) прогин осі балково-оболонкової моделі за встановлених геометричних показників та прикладених навантажень;
- Б) кути повороту балково-оболонкової моделі;
- В) згинні моменти балково-оболонкової моделі;
- Г) балкові напруження в надземній ділянці;
- Д) табличне представлення результатів обчислень.

ДОДАТОК К

НАВАНТАЖЕННЯ В НАДЗЕМНІЙ ДІЛЯНЦІ

при рівності максимальних моментів за різних коефіцієнтів
постелі ґрунту та $k_i \neq 0$

k_g , МПа/м	z_i , mm	x, m	M, MN·m	Q, MN	σ^b , МПа
1,00	81	-4,00	-9,86349E-02	6,69981E-04	-2,42257E+01
		17,50	-1,87710E-01	-5,26319E-02	-4,61033E+01
		30,25	1,87762E-01	1,17961E-16	4,61162E+01
10,0	25	-1,50	-1,10225E-01	2,68628E-04	-2,70722E+01
		17,50	-1,87753E-01	-4,99165E-02	-4,61139E+01
		30,25	1,88411E-01	1,31839E-16	4,62756E+01
25,0	19	-1,00	-1,15835E-01	-1,84492E-04	-2,84501E+01
		17,50	-1,87399E-01	-4,91122E-02	-4,60270E+01
		30,25	1,88970E-01	1,45717E-16	4,64129E+01
50,0	16	-0,50	-1,18391E-01	9,90484E-03	-2,90778E+01
		17,50	-1,87445E-01	-4,86524E-02	-4,60382E+01
		30,25	1,89042E-01	6,93889E-17	4,64305E+01
75,0	14	-0,50	-1,19609E-01	5,26872E-03	-2,93772E+01
		17,50	-1,88304E-01	-4,85594E-02	-4,62493E+01
		30,25	1,88206E-01	1,04083E-16	4,62252E+01
100	13	-0,50	-1,20691E-01	1,46541E-03	-2,96429E+01
		17,50	-1,88587E-01	-4,84540E-02	-4,63187E+01
		30,25	1,87951E-01	6,93889E-18	4,61624E+01
1000	13	-0,50	-1,23189E-01	-4,95073E-02	-3,02565E+01
		17,50	-1,87679E-01	-4,73894E-02	-4,60957E+01
		30,25	1,89130E-01	3,46945E-17	4,64521E+01

(продовження до ДОДАТКУ К)
при рівності максимальних моментів за різних коефіцієнтів
постелі ґрунту та $\kappa_i = 0$

k_g , МПа/м	z_i , mm	x, m	M, MN·m	Q, MN	σ^b , МПа
1,00	93	4,50	-9,87700E-02	-1,69686E-03	-2,42588E+01
		17,50	-1,87364E-01	-5,25873E-02	-4,60185E+01
		30,25	1,88119E-01	2,77556E-17	4,62038E+01
5,00	44	2,00	-1,05592E-01	8,97079E-04	-2,59344E+01
		17,50	-1,88326E-01	-5,06816E-02	-4,62547E+01
		30,25	1,87643E-01	2,01228E-16	4,60869E+01
10,0	36	1,50	-1,09542E-01	3,52748E-04	-2,69045E+01
		17,50	-1,88174E-01	-4,99811E-02	-4,62173E+01
		30,25	1,87974E-01	2,15106E-16	4,61682E+01
25,0	30	0,50	-1,11341E-01	1,65269E-02	-2,73464E+01
		17,50	-1,87744E-01	-4,91679E-02	-4,61117E+01
		30,25	1,88611E-01	1,24900E-16	4,63248E+01
50,0	26	0,50	-1,15462E-01	1,01542E-02	-2,83585E+01
		17,50	-1,88970E-01	-4,89067E-02	-4,64127E+01
		30,25	1,87452E-01	5,55112E-17	4,60401E+01
75,0	25	0,50	-1,19041E-01	5,33519E-03	-2,92377E+01
		17,50	-1,88595E-01	-4,86087E-02	-4,63208E+01
		30,25	1,87903E-01	1,52656E-16	4,61507E+01
100	24	0,50	-1,20139E-01	1,54450E-03	-2,95072E+01
		17,50	-1,88867E-01	-4,85021E-02	-4,63876E+01
		30,25	1,87658E-01	4,85723E-17	4,60905E+01
1000	21	0	-1,28535E-01	4,06581E-02	-3,15693E+01
		17,50	-1,87834E-01	-4,74178E-02	-4,61338E+01
		30,25	1,88967E-01	4,85723E-17	4,64122E+01