

**НАЦІОНАЛЬНИЙ УНІВЕРСИТЕТ
“ЛЬВІВСЬКА ПОЛІТЕХНІКА”**

На правах рукопису

Драгілев Андрій Володимирович

УДК 622.692.4 (043) +
А72 622.691.4 (043)

**ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ І ОЦІНКА ЇХ
ВПЛИВУ НА ДОВГОВІЧНІСТЬ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ
ТРУБОПРОВОДІВ**

Спеціальність 05.15.13 – нафтогазопроводи, бази та сховища

Дисертація на здобуття наукового ступеня

кандидата технічних наук

Науковий керівник:

Осадчук Василь Антонович,

доктор фіз.-мат. наук, професор



Львів - 2006

ЗМІСТ

стор

Вступ.....	5
1. СУЧАСНИЙ СТАН ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ І МЕТОДИ ЇХ РОЗРАХУНКУ НА МІЦНІСТЬ І ДОВГОВІЧНІСТЬ	13
1.1 Особливості стикових зварних з'єднань магістральних трубопроводів.....	14
1.2. Методи визначення залишкових технологічних напружень в магістральних трубопроводах	18
1.2.1. Експериментальні методи визначення залишкових напружень.....	19
1.2.2. Розрахункові методи визначення залишкових напружень.	22
1.2.3. Розрахунково-експериментальні методи визначення залишкових напружень.....	27
1.3. Проблеми визначення довговічності магістральних трубопроводів тривалої експлуатації	28
1.4. Основні задачі та напрямки досліджень.....	35
2. РОЗРАХУНКОВО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИЙ МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ТРУБНИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ, ВИКОНАНИХ БАГАТОШАРОВИМ КІЛЬЦЕВИМ ШВОМ.....	37
2.1. Математична модель методу	38
2.1.1. Апроксимація розподілу залишкових осесиметричних деформацій ϵ_{ij}^0 і ключове диференціальне рівняння задачі.....	38
2.1.2. Побудова розв'язку прямої задачі.....	43

2.1.3.	Обернена задача теорії оболонок з залишковими технологічними деформаціями і напруженнями.....	45
2.2.	Характерні особливості застосування деяких фізичних методів для визначення залишкових напружень.....	50
	Висновки до розділу 2.....	53
3.	ОЦІНКА ВПЛИВУ ГРАДІЄНТІВ ПЛАСТИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ПО ДОВЖИНІ І ТОВЩИНІ ТРУБИ ТА ШИРИНИ ЗОНИ ЇХ ЛОКАЛІЗАЦІЇ НА РОЗПОДІЛ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗВАРНОМУ З'ЄДНАННІ	55
3.1.	Вплив перепаду пластичних деформацій по товщині труби на величину максимальних напружень для різних значень зони пластичності.....	55
3.2.	Розподіл залишкових напружень в зоні багат шарового зварного шва при неодинакових зонах колових і осьових пластичних деформацій і різних їх градієнтах вздовж твірної і по товщині труби.....	64
	Висновки до розділу 3.....	77
4.	ДІАГНОСТУВАННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ В ЗОНІ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ ШВІВ ТРУБОПРОВОДІВ РОЗРАХУНКОВО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИМ СПОСОБОМ З ВИКОРИСТАННЯМ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО МЕТОДУ.....	79
4.1.	Визначення усередненої різниці головних напружень в зварному з'єднанні трубопроводу електромагнітним методом.....	79
4.2.	Розв'язання оберненої задачі і обчислення залишкових напружень у кільцевому зварному з'єднанні трубопроводу.....	88
	Висновки до розділу 4.....	94
5.	ПРОГНОЗУВАННЯ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ ТРУБОПРОВОДІВ ПІД ТИСКОМ З УРАХУВАННЯМ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ.....	96

5.1. Визначення характеристик циклічної тріщиностійкості трубної сталі та її зварного з'єднання.....	96
5.2. Розрахункова модель закриття тріщини для врахування циклічних і залишкових напружень на втомне руйнування.....	108
5.3. Апробація моделі.....	117
5.4. Прогнозування росту втомних тріщин в трубах під дією експлуатаційного навантаження і залишкових напружень.....	122
Висновки до розділу 5.....	131
Висновки	132
Список використаних джерел	134
Додатки.....	159

Вступ

Нафтогазотранспортна система України – це складний технологічний комплекс транспортування газу, нафти та різних нафтопродуктів на великі відстані і відноситься до особливо відповідальних інженерних споруд.

Головне призначення цієї системи є забезпечення безперебійного та надійного транзиту нафти і газу від країн-постачальників до країн імпортерів та забезпечення нафтою і газом вітчизняних споживачів. Для ефективної роботи нафтогазового комплексу в безперервному режимі впроваджуються сучасні технології експлуатації, діагностики та ремонту, які узгоджуються з вимогами Національної програми “Нафта і газ України до 2010 року” та Державної науково-технічної програми “Ресурс” [47, 89].

Більшість нафтогазопроводів в Україні експлуатуються понад 25 років і чимало з них відпрацювали амортизаційний термін [36]. Всесторонньо проаналізувавши умови експлуатації транснаціональних трубопровідних систем і заходів забезпечення їх надійної роботи, автори праці [73] прийшли до висновку, що своєчасне діагностичне обстеження та технічна підтримка обладнання дозволить рекомендувати нові принципи лімітування в межах значного зростання термінів експлуатації трубопроводів.

При комплексному підході до оцінки технічного стану трубопроводів однією з важливих складових є достовірне визначення напружено-деформованого стану, від якого залежить рівень експлуатаційної надійності їх роботи. Особливо це стосується потенційно-небезпечних ділянок, достовірна інформація про напружений стан яких є визначальною для прийняття науково-обґрунтованих рішень щодо призначення ремонтних робіт і умов їх подальшої експлуатації [13, 20, 86, 118, 137].

Переважає більшість трубопроводів експлуатуються при статичних і повторно-змінних навантаженнях в різних кліматичних та гідрогеологічних умовах [68]. Визначенням напружено-деформованого стану (НДС) і розрахунками трубопроводів на міцність при статичних і повторно-змінних навантаженнях займалися багато відомих у цій галузі учених та спеціалістів:

А.Б. Айбіндер [1], О.Є. Андрейків [4, 103], Л.А. Бабін [6], В.О. Березін [12], Б.С. Білобран [13], П.П. Бородавкін [16], О.М. Карпаш [52], Є.І. Крижанівський [61-64], А.Я. Красовський [60], Л.М. Лобанов [69-72], Н.А. Махутов [85], І.В. Ориняк [95], В.В. Панасюк [102-105], Й.В. Перун [115, 116], Ю.Д. Петрина [117], В.Т. Трощенко [143, 144], Д.Ф. Тимків [159], Л.С. Шлапак [156-158], К. Herikawa [175], J. Lubkiewicz [161], E. Rubicki [191] та ін.

Різноманітні обстеження магістральних трубопроводів показали, що термін їх безпечної експлуатації, як правило, залежить від корозійної стійкості основного металу та зварних з'єднань труб. Проведені в ІЕЗ ім. Є.О. Патона та Інституті проблем міцності НАН України дослідження фізико-механічних процесів деформування і руйнування трубних сталей різного рівня міцності, а також їх зварних з'єднань встановили кореляційну залежність зміни міцності і тріщиностійкості трубопроводів від тривалості терміну їх експлуатації. При цьому знижуються пластичні і в'язкісні властивості металу і зварних з'єднань. Надійність зварних з'єднань істотно залежить також від рівня незрелаксованих в них залишкових технологічних напружень. Значний внесок у розробку теоретичних та експериментальних досліджень умов роботи трубопроводів, в тому числі і їх зварних з'єднань, у різний час зробили: Вінокуров В.А. [21, 22], Грудз В.Я. [30, 31], Капцов І.І. [51], Кир'ян В.І. [55], Ковалко М.П. [56, 145], Куркін С.А. [66], Лобанов Л.М. [70-72, 133, 134], Махненко В.І. [75-83], Недосека А.Я. [90-92], Ніколаєв Г.А. [93], Осадчук В.А. [96-100], Патон Є.О. [106], Патон Б.Є. [107-113], Підстригач Я.С. [119-122], Розгонюк В.В. [129], Середюк М.Д. [136], Талипов Г.В. [139], Труфяков В.И. [146-148], Фомічов С.К. [149, 150] та інші вітчизняні та зарубіжні науковці.

На основі аналізу опублікованих за даною проблемою робіт виділено науково-технічні задачі, що мають важливе значення для забезпечення надійності експлуатації трубопроводів, які були покладені в основу дисертаційної роботи.

Актуальність теми. Для підвищення надійності трубопровідної системи, зниження ризиків і попередження аварій необхідний систематичний підхід проведення діагностики з урахуванням фактичного технічного стану трубопроводів, особливо ділянок з дефектами, які експлуатуються під дією повторно-змінного навантаження. В таких випадках необхідно обґрунтувати період розвитку дефекту від його початкових розмірів до критичної довжини. Закономірності поширення втомних тріщин в конструкційних матеріалах вивчено достатньо повно і розроблено ефективні розрахунково-експериментальні методи визначення циклічної тріщиностійкості тіл з втомними тріщинами. Закономірності розвитку втомних тріщин в зварних елементах вивчені значно менше. Особливо це стосується впливу залишкових напружень на циклічну тріщиностійкість зварних з'єднань і їх урахування при оцінці залишкового ресурсу трубопроводів.

Як показали дослідження технологічні залишкові напруження є важливим чинником, який істотно впливає на міцність і довговічність трубопроводів. Зокрема, від розподілу та величини напружень, які виникають у трубах при зварюванні, великою мірою залежить інтенсивність процесів деградації матеріалу та накопичення в ньому втомних пошкоджень, що найчастіше зумовлюють аварійні ситуації та відмови трубопроводів в експлуатаційних умовах. Це зумовило вибір теми дисертації, визначило предмет, мету, завдання та структуру дослідження.

Зв'язок роботи з науковими програмами, планами, темами. Дисертаційні дослідження виконувались в рамках програми “Нафта і газ України до 2010 року”, регіональної програми “Визначення залишкового ресурсу конструкцій, споруд і машин тривалої експлуатації та розробка заходів щодо підвищення терміну їх безаварійної роботи на 2001–2005 рр.”, та державної науково-технічної програми “Ресурс”, затвердженої постановою Кабінету міністрів України від 8 жовтня 2004 р. № 1331 і науково-дослідних робіт “Розрахунково-експериментальне діагностування стану магістральних газопроводів біля монтажних кільцевих зварних швів”, номер державної

реєстрації 0105U007297 та “Діагностування напруженого стану зварних з’єднань і оцінка їх залишкового ресурсу на ділянках компенсаторів магістральних трубопроводів”, номер державної реєстрації 0105U007311.

Мета і задачі дослідження. Мета роботи – визначити залишкові напруження в кільцевих зварних з’єднаннях труб розрахунково-експериментальним методом з урахуванням двовимірного розподілу пластичних деформацій біля шва та структурних перетворень в зоні термічного впливу і оцінити їх вплив на довговічність МТ з дефектами при циклічному навантаженні.

Відповідно до мети були поставлені такі задачі:

- розробити математичну модель розрахунково-експериментального визначення залишкових напружень в кільцевих зварних з’єднаннях труб з урахуванням неоднорідного розподілу і неодинакових зон колових і осьових пластичних деформацій вздовж осі труби і за її товщиною;
- дослідити вплив ширини зон пластичних деформацій і їх градієнтів по товщині та довжині труби біля зварного шва на величину і характер розподілу залишкових напружень у трубопроводі;
- використавши експериментальну інформацію, яку можна здобути електромагнітним методом, визначити залишкові напруження в зоні монтажного кільцевого зварного шва магістрального трубопроводу;
- побудувати розрахункову модель для визначення впливу залишкових напружень на поширення втомних тріщин в стінках трубопроводів до їх критичних розмірів;
- оцінити вплив зварювальних напружень на довговічність магістрального газопроводу з осьовим тріщиноподібним дефектом у зварному з’єднанні при циклічному навантаженні.

Об’єкт дослідження. Зварні кільцеві з’єднання магістральних трубопроводів з гострокінцевими дефектами.

Предмет дослідження. Залишкові технологічні напруження в зоні стикових зварних з'єднань багат шаровим кільцевим швом та їх вплив на довговічність трубопроводів тривалої експлуатації.

Методи досліджень. Проведені в роботі дослідження ґрунтуються на застосуванні методу розв'язування обернених задач теорії оболонок із власними напруженнями з використанням експериментальної інформації, здобутої за допомогою фізичних методів; використанні теорії узагальнених функцій для побудови розв'язків ключових рівнянь; математичної моделі закриття втомної тріщини і ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень, загальновідомі методи проведення експериментальних досліджень.

Наукова новизна отриманих результатів. У дисертаційній роботі на основі аналізу теоретичних та експериментальних досліджень залишкових напружень у зварних з'єднаннях труб стиковим багат шаровим кільцевим швом і оцінки їх впливу на довговічність магістральних трубопроводів з дефектами отримано нові наукові результати, які виносяться на захист:

– побудовано математичну модель для визначення залишкових технологічних напружень біля багат шарових кільцевих зварних швів труб і розвинуто метод оцінки напруженого стану зварних з'єднань, який ґрунтується на розв'язанні обернених задач теорії оболонок з використанням експериментальної інформації, отриманої неруйнівними методами;

– отримано розв'язки ключових рівнянь для заданої множини полів залишкових пластичних деформацій, проведено числовий аналіз прямої задачі і досліджено вплив різних ширин зон пластичних деформацій та їх градієнтів вздовж твірної і по товщині труби на напружений стан у зварному з'єднанні;

– опрацьовано методику перерахунку показів приладу “MESTR – 411”, за допомогою якого реалізовано електромагнітний метод, в напруження з врахуванням неоднорідності їх розподілу під перетворювачем трансформаторного типу та структурно-фазових змін у зоні термічного

впливу і визначено напружений стан у зварному з'єднанні магістрального газопроводу тривалої експлуатації;

– в рамках математичної моделі закриття тріщини і концепції ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень отримано розрахункову модель для врахування впливу залишкових напружень на втомне руйнування при циклічному навантаженні;

– оцінено вплив залишкових технологічних напружень на ріст втомних тріщин в зварному з'єднанні трубопроводу з осьовим поверхневим тріщиноподібним дефектом під дією експлуатаційного циклічного навантаження.

Практичне значення одержаних результатів. На основі проведених у роботі досліджень запропоновано спосіб діагностування напруженого стану в зварних кільцевих з'єднаннях і оцінки його впливу на довговічність магістральних трубопроводів з тріщиноподібними дефектами, зокрема розроблено:

- удосконалену методику перерахунку показів базового приладу “MESTR-411”, яким реалізується електромагнітний метод, з урахуванням структурно-фазових змін в зоні термічного впливу і неоднорідності розподілу напружень під давачем приладу ;

- пакет програм для обчислення залишкових технологічних напружень в зварному шві та біляшовній зоні;

- методику оцінки впливу залишкових напружень в зварних кільцевих з'єднаннях магістральних трубопроводів з поверхневими тріщинами під дією циклічного навантаження на їх довговічність.

Результати досліджень практично застосовано для оцінки напруженого стану монтажних кільцевих швів магістрального газопроводу “Більче-Волиця-Долина” на надземному переході через р. Стрий та МГ “Івацевичі-Долина II нитка” (км 241,66) на ділянках УМГ “Львівтрансгаз” (передбачуваний економічний ефект від реалізації запропонованих рекомендацій за актом впровадження становить 280,794 тис.грн.).

Особистий внесок здобувача. Автором дисертації виконана така робота:

1. Проведено дослідження та аналіз результатів діагностики і моніторингу трубопроводів довготривалої експлуатації [49, 101, 132].
2. Розроблено математичну модель розрахунково-експериментального визначення залишкових напружень в кільцевих зварних з'єднаннях труб з урахуванням нерівномірного розподілу і неодинакових зон колових і осьових пластичних деформацій вздовж осі труби і за її товщиною [44, 98, 99].
3. Досліджено вплив ширини зон пластичних деформацій і їх градієнтів по товщині та довжині труби біля зварного шва на величину і характер розподілу залишкових напружень у трубопроводах [37, 38, 40, 41, 168].
4. Запропонована розрахункова модель для визначення впливу залишкових напружень на швидкість росту втомних тріщин в зварних з'єднаннях трубопроводів та оцінено вплив зварювальних напружень на залишковий ресурс магістрального газопроводу з осьовим тріщиноподібним дефектом у зварному з'єднанні при циклічному навантаженні [34].
5. Розроблено і запатентовано спосіб визначення напруженого стану біля зварних з'єднань трубопроводів і спосіб проведення моніторингу нафтогазопроводу [39, 42].

Апробація результатів дисертації. Основні результати дисертації доповідались і обговорювались на :

4-й Науково-технічній конференції і виставці "Сучасні прилади, матеріали і технології для неруйнівного контролю та технічної діагностики промислового обладнання" (Івано-Франківськ, 2005 р.), XI-й (Туніс, 2001 р.); XII-й (Туреччина, 2002 р.); XIII-й (Мальта, 2003 р.); XIV-й (Єгипет, 2004 р.) і XV-й (Сочі) Міжнародних ділових зустрічах «Діагностика»; VII-му (2005) Міжнародному симпозиумі українських інженерів-механіків у Львові; VIII-ій Міжнародній науково-практичній конференції "Нафта і газ України - 2004" (Судак, 2004); 3-й Міжнародній конференції "Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій" (Львів, 2004); Науково-практичному

семінарі “Підвищення надійності зварних з’єднань при монтажі і ремонті технологічного обладнання в енергетиці” (Київ, 2004 р.), III-ім міжнароднім конгресі технічної діагностики “Діагностика-2004” (Познань 2004 р.), VIII-й Міжнародній конференції технічній “Визначення ризиків в експлуатації трубопроводів” (Плоцьк, 2005).

У повному обсязі результати досліджень доповідались на розширеному засіданні кафедри зварювального виробництва, діагностики та відновлення металоконструкцій НУ “Львівська політехніка”, на науковому семінарі відділу міцності зварних конструкцій ІЕЗ ім. Є.О. Патона. НАН України та розширеному науковому семінарі факультету нафтогазопроводів ІФНТУНГ.

Публікації. За темою дисертації опубліковано 14 наукових праць, в тому числі 6 у фахових наукових виданнях, та одержано 2 патенти (авторські свідоцтва на винахід).

Структура і обсяг роботи. Дисертація складається зі вступу, п’ятьох розділів, підсумкових висновків, списку використаної літератури, який налічує 194 найменувань і додатки. Основний зміст праці викладений на 133 сторінках.

РОЗДІЛ 1

СУЧАСНИЙ СТАН ПРАЦЕЗДАТНОСТІ ЗВАРНИХ З'ЄДНАНЬ МАГІСТРАЛЬНИХ ТРУБОПРОВОДІВ І МЕТОДИ ЇХ РОЗРАХУНКУ НА МІЦНІСТЬ І ДОВГОВІЧНІСТЬ

Доставка газоподібних, рідких та сипучих продуктів на великі відстані за допомогою трубопроводів набула широкого застосування завдяки високій їх продуктивності і рентабельності. На сучасному етапі за рахунок ефективної експлуатації трубопровідного транспорту забезпечується вагомий вклад в національний бюджет України. Нафтогазова промисловість України займає провідне місце в паливно-енергетичному комплексі нашої держави. Наприклад, газотранспортна система України включає понад 36,0 тис. км магістральних газопроводів, з них 14 тис. км діаметром 1020-1400 мм, і є однією з найбільших у світі.

Різноманітні обстеження магістральних трубопроводів показали, що термін їх безпечної експлуатації, як правило, залежить від корозійної стійкості основного металу та надійності зварних з'єднань труб [8, 52, 57, 62, 124]. Відомо, що під час експлуатації магістральних трубопроводів аварії, спричинені руйнуванням зварних з'єднань займають друге місце після аварій, зумовлених корозією [74]. Тому для підвищення надійності трубопровідного транспорту вітчизняні і зарубіжні дослідники постійно працюють над розробкою нових і удосконаленням існуючих методик визначення граничного стану трубопроводів [28, 73, 95, 140, 152]. Однією з важливих складових таких методик є удосконалення способів оцінки напруженого стану МТ, зокрема технологічних напружень в місцях зварних з'єднань.

1.1. Особливості стикових зварних з'єднань магістральних трубопроводів

Для кільцевих монтажних зварних стиків магістральних трубопроводів дуже часто застосовують V - подібне розроблення кромки. Приклад V – подібного розроблення кромки для багат шарового стикового зварного шва із труб діаметром 1220 мм і товщиною стінки $\delta = 12$ мм приведений на рис. 1.1.а. Конструктивні елементи шва зображені на рис. 1.1.б.

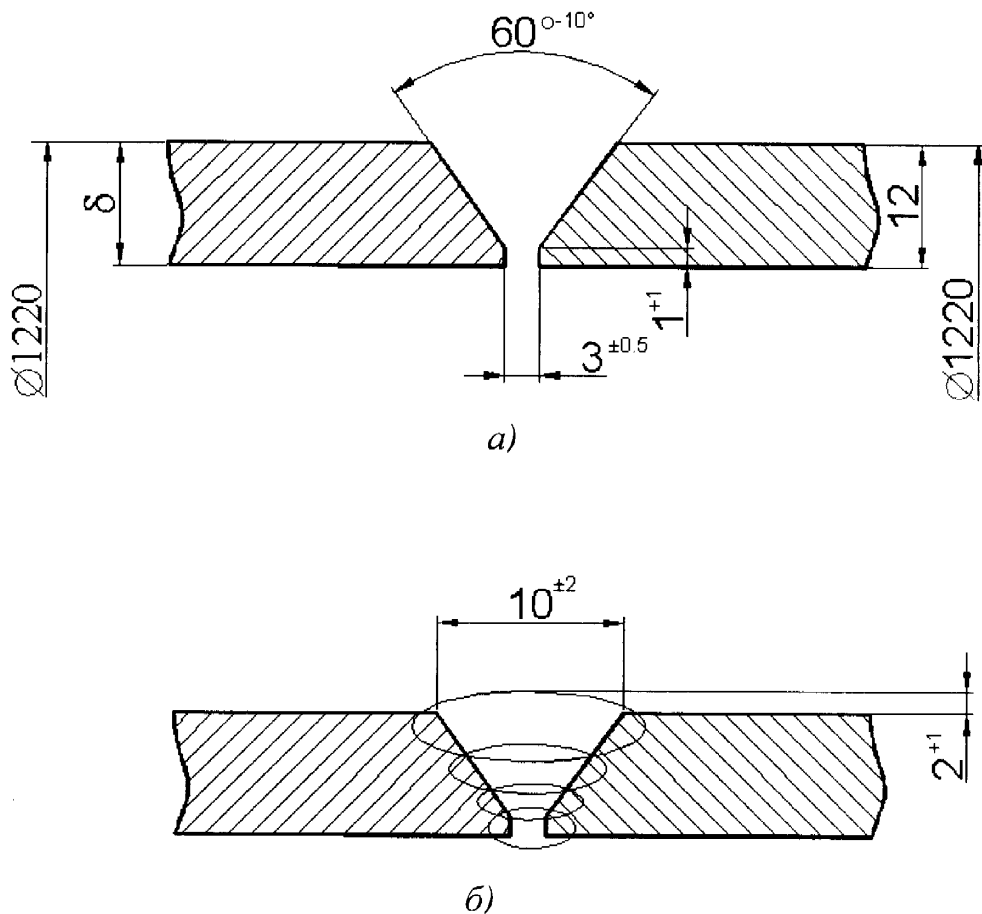


Рис.1.1. Багат шаровий зварний шов з V-подібним розробленням кромки: а) – розроблення кромки; б) – конструктивні елементи шва

При виконанні зварних з'єднань трубопроводів з однаковою товщиною стінки труб зовнішнє зміщення кромки не повинно перевищувати

20% мінімальної товщини стінки труби, але не більше 3 мм при ручному дуговому чи автоматичному зварюванні під флюсом і не більше 2 мм при автоматичному газоелектричному зварюванні [133]. Невиконання цих рекомендацій призводить до збільшення залишкових напружень в зоні кільцевого зварного шва. Зварні з'єднання магістральних трубопроводів піддаються: оперативному контролю при складальних операціях і зварюванні, зовнішньому огляду і обміру, наприклад шаблоном зварювальника, неруйнівними методами, а часом і руйнівними методами.

В зварному з'єднанні виділяють три основні зони: метал шва, зону термічного впливу і основний метал [134]. Властивості металу зварного шва визначаються вихідними характеристиками зварювальних матеріалів і їх змінами під дією термічного впливу зварювання. В зоні термічного впливу (ЗТВ), під якою розуміють ділянку основного металу, що безпосередньо прилягає до зварного шва, в процесі термодформаційного впливу зварювання відбуваються різні структурні і фазові перетворення. Орієнтовні розміри окремих ділянок ЗТВ наведено в таблиці 1.1 [134].

Таблиця 1.1.

Орієнтовні розміри ділянок зони термічного впливу

Спосіб зварювання	Погонна енергія, кДж/см	Тривалість перебування вище ніж 900 °С, с	Ширина ділянок, мм		
			перегріву	перекристалізації	неповної перекристалізації
Електронно-променеве	1-5	1,5-3,0	0,0-0,1	0,1-0,3	0,3-1,0
Ручне дугове	5-15	6-18	0,1-0,3	0,3-1,0	3-8
Під флюсом	40-60	14-100	0,1-0,5	0,3-2,0	3-15
Електрошлакове	300-600	220-560	0,5-5,0	1-10	5-50

На формування структури і фізико-механічних властивостей зварного з'єднання також суттєво впливають швидкість охолодження металу в

інтервалі температур 800...500⁰ С. Великі швидкості охолодження призводять до утворення холодних тріщин. На швидкість охолодження зварного з'єднання впливають ряд факторів, а саме товщина стінки труби, температура навколишнього середовища, наявність вітру і його інтенсивність, об'єм і температура зварної ванни, які залежать від погонної енергії зварювання [134]. Швидкість охолодження біляшовної зони можна змінювати завдяки зміні початкової температури стика, використовуючи попередній підігрів. Однак попередній підігрів в деяких випадках може призвести до негативних результатів. Так зменшення швидкості охолодження при зварюванні з високою погонною енергією зумовлює утворення грубої крупнозернистої структури металу шва і зони термічного впливу (ЗТВ) [134].

На основі розрахунків міцності зварних з'єднань показано, що їх надійна експлуатація забезпечується, якщо запас пластичності матеріалу ще досить великий, коли залишкові напруження і конструктивна концентрація напружень не впливають на міцність зварної конструкції. При недостатньому запасі пластичності [94, 133] проходять руйнування зварних конструкцій при відносно невеликих напруженнях. Один з методів використання показників пластичності матеріала запропонований В. А. Вінокуровим в роботі [21].

При виготовленні зварних конструкцій використовуються різні способи зварювання. Зокрема, для зварювання неповоротних (монтажних) стиків трубопроводів, "котушок", з'єднань внакладку застосовується ручне дугове зварювання. Ця операція проводиться за допомогою зварювання плавленням за рахунок нагріву металу труби електричною дугою і здійснюється за допомогою ручної подачі електрода і переміщення дуги по периметру труби [133]. Така технологія зварювання вимагає високої кваліфікації зварювальника, оскільки порушення технології виконання зварних швів часто призводить до появи в них різного роду дефектів [67].

До найбільш поширених дефектів будівельно-монтажних робіт трубопроводів відносяться дефекти в кільцевих зварних швах (непровари,

зміщення кромки, підрізи, різні переходи від валика шва до металу труби і т.п.), а також гофри, вмятини, подряпини, риски (див. рис. 1.2). Часом при

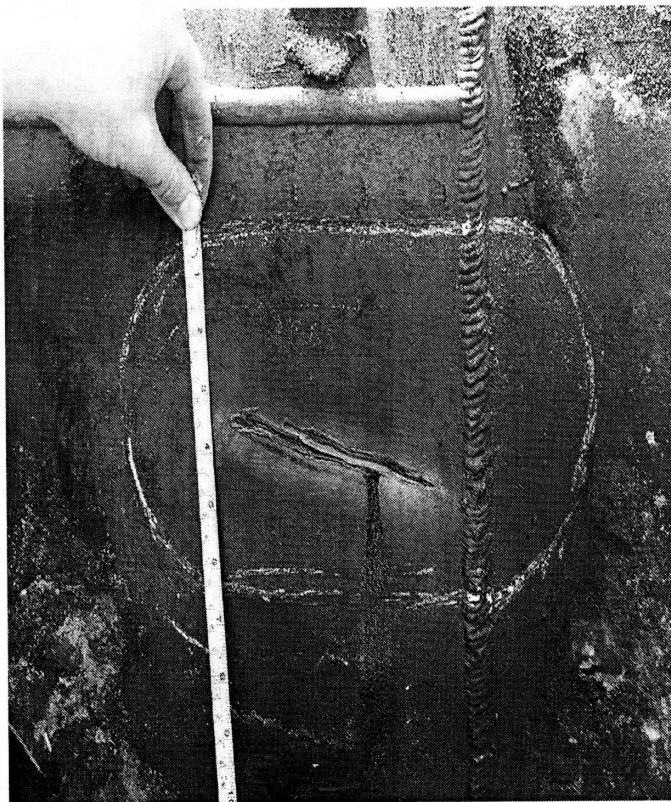


Рис. 1.2 Пошкодження в зоні кільцевого шва

зварюванні внаслідок обриву дуги утворюються поверхневі “кратери”. Незаварений “кратер” являється інтенсивним концентратором напружень і є потенційним джерелом утворення тріщин. Особливо небезпечні такі дефекти поблизу границі сплавлення зварного шва і основного металу [58]. При наявності повторно змінних навантажень необхідно враховувати процеси, пов’язані з накопиченням втомних пошкоджень, утворенням і ростом тріщин. Наявність залишкових напружень біля зварного з’єднання негативно впливає на корозійне розтріскування під напруженням біляшовної зони (КРН) [93]. Методологічні аспекти дослідження взаємозв’язку процесів деформування конструкцій трубопроводів і їх руйнування висвітлені в роботі [61].

Питання визначення напружено-деформованого стану газопроводів з врахуванням фізико-механічних характеристик ґрунтів основи і засипки та

геометричного положення труби висвітлені в роботі [5]. На основі даних досліджень автор статті запропонував технологію ремонту газопроводів великих діаметрів, пошкоджених корозійним розтріскуванням під напруженням (КРН). При цьому для зменшення осадки трубопроводу застосували основу з піщано-гравійної суміші, що зменшує НДС МТ в процесі довготривалої експлуатації.

1.2. Методи визначення залишкових технологічних напружень в магістральних трубопроводах

Забезпечення надійної роботи трубопровідного транспорту починається вже з технології виробництва труб і залежить від якості монтажних робіт, умов експлуатації і своєчасного та якісного ремонту трубопроводів. Вже на етапах виготовлення і монтажу труб в трубопроводі виникають залишкові технологічні напруження [14, 18].

Більшість об'єктів трубопровідної системи тривалої експлуатації побудовані відповідно до стандартів і відомчих нормативних документів, які не повністю відповідають сучасним методам розрахунку і експлуатації транспортної системи. Як відзначалося в роботі [73] існуючі нормативні документи різних країн щодо розрахунку і експлуатації магістральних трубопроводів практично не враховують фактор часу при оцінці їх міцності і надійності. Оскільки більшість діючих трубопроводів в Україні експлуатуються уже 25 років і більше, то проблема врахування фактору часу в нормативних документах не викликає жодного сумніву. При визначенні довговічності трубопроводів тривалої експлуатації необхідно враховувати умови зміни навантажень, просторового положення осі труби, релаксаційні процеси, утворення виразкових і гострокінцевих дефектів, старіння ізоляційних покриттів [135] та зміну фізико-механічних властивостей матеріалу [55]. В розрахункових залежностях потрібно використовувати

параметри, які визначені на основі проведення експериментальних робіт на конкретний час.

1.2.1. Експериментальні методи визначення залишкових напружень. Зварювальні напруження і деформації експериментально визначають різними методами в залежності від особливості зварного з'єднання і необхідної точності вимірювань. Для експериментального визначення напружень і деформацій найширше використовують методи, пов'язані з частковим або повним розрізанням деталі (механічні методи) і методи, коли досліджувана конструкція залишається неушкодженою (фізичні методи) [53, 54] .

При використанні руйнівних методів деформації, переважно вимірюють тензометрами чи механічними деформометрами [46]. Похибка вимірювання деформацій механічними деформометрами складає $\pm (7...15) \%$, а похибка вимірювання електричними тензометрами складає $\pm (5...10) \%$ [15, 91]. Похибка визначення НДС біля зварних з'єднань за допомогою електричних тензометрів внаслідок великого градієнту зміни залишкових напружень може бути і більшою.

Широке застосування для оцінки одновісних і двовісних напружених станів конструктивних елементів отримав ультразвуковий метод, який базується на використанні залежності швидкості розповсюдження зсувних ультразвукових хвиль в твердому тілі від напружень [194]. При вимірюваннях цим методом неоднорідних полів напружень отримують їх усередненні значення на базі, яка визначається розмірами вимірювальних давачів. При вимірюванні по товщині виробу за допомогою зсувних ультразвукових хвиль також отримують усередненні значення напружень по товщині. В деякій мірі усереднення напружень по товщині виробу можна уникнути, якщо використовувати поверхневі хвилі Релея.

Вимірювання швидкостей розповсюдження ультразвукових хвиль в досліджуваному об'єкті проводиться за допомогою різноманітних приладів

[155, 162]. Головна перешкода є в тому, що зміна параметрів пружної хвилі внаслідок дії напружень дуже мала, тому вибір методу вимірювання швидкості розповсюдження пружної хвилі для таких приладів суттєво впливає на точність вимірювання НДС. Використовуються, в основному, імпульсні методи. Вищу чутливість має метод автоциркуляції імпульса. Двоканальний вимірювач швидкості ультразвукових хвиль дає чутливість не гірше ніж 10^{-6} . Важливу роль в вимірюванні швидкості пружних хвиль відіграє акустичний контакт п'єзоелектричного перетворювача і досліджуваного тіла. Суттєві перешкоди можуть внести в результати вимірювань структурні і фазові перетворення в металі внаслідок зварювання, оскільки при цьому помітно змінюються параметри пружної хвилі, що значно утруднює виявлення залишкових напружень [10, 157].

Рентгенівський метод визначення залишкових напружень базується на вимірюванні деформацій контрольованого об'єкту шляхом практичного вимірювання величини міжплощинних відстаней кристалічної ґратки металу виробу. Розрізняють два рентгенівських способи визначення макронапружень, основаних на дифракції рентгенівських променів: рентгенографічний метод з використанням рентгенівської плівки (фотометод) і дифрактометричний метод з використанням гоніометра та рентгенографічного давача для точної реєстрації кутів дифракції. Останній знаходить обмежене застосування через великі габаритні розміри, значної маси дифрактометра і необхідності в охолодженні рентгенівської трубки водою. Рентгенівський фотометод знайшов більш широке застосування в практиці, аж до створення портативних установок визначення величини і розподілу залишкових напружень в зварних конструкціях [53].

Відомі електромагнітні методи визначення залишкових напружень базуються на залежності зовнішнього електромагнітного поля від механічного стану досліджуваного твердого тіла [91, 92, 149].

Останнім часом приділяється велика увага магнітошумовому методу для оцінки напружень в феромагнітних матеріалах, включаючи і аморфні. Інтерес до цього методу зумовлений високою магнітопружною чутливістю параметрів шуму Брокгаузена, відсутністю магнітопружного гістерезиса, можливістю контролю виробів складної форми. Розроблені різні типи приладів для реалізації методу [46]. Разом з тим є фактори, які обмежують точність вимірювання цим методом. Це, зокрема, різноманітність вкладу поверхневих шарів різної глибини в сигнал перетворювача, залежність параметра шуму від кута розорієнтації між напрямками зовнішнього змінного магнітного поля і головних напружень, різноманітність впливу на параметри шуму нормальних і дотичних напружень.

Відомі також і інші електромагнітні методи, наприклад магнітний (коерцитиметричний) метод [46, 53]. Переважаюча сфера дії даного методу – це зони концентрації напружень, в яких експлуатаційна втома розвивається і інтенсивно накопичується.

Останнім часом використання магнітних методів неруйнівного контролю [15, 45], поряд з використанням інших методів неруйнівного і руйнівного контролю дозволяє підвищити достовірність визначення міцності і довговічності металоконструкцій.

В травні 2000 р. згідно з Програмою, погодженою і затвердженою Управлінням з транспортуванням газу і газового конденсату ОАО “Газпром” були проведені порівняльні випробовування методів і засобів визначення НДС трубопроводів компресорних станцій МГ [45]. Результати випробовувань опубліковані. В акті ОАО “Газпром”, за результатами випробовувань один із висновків такий: “На сучасному етапі жоден із випробовуваних засобів визначення напружень окремо взятий (було випробувано біля 10 різних приладів контролю напружень) в реальних умовах експлуатації газопроводів не може забезпечити достовірних даних про їх напружено-деформований стан (НДС)”.

Експериментальний спосіб визначення напружень в трубопроводі методом зондування нескрізного отвору приведений в роботі [71]. Похибка вимірювань за результатами тестового експерименту в межах 5-30 %.

В роботі [15] описана можливість прогнозування довговічності відповідальних зварних конструкцій за допомогою коерцитивного магнітного методу.

Перспективним є автоматизований ультразвуковий контроль поздовжних зварних швів труб в умовах їх масового виробництва на установці НК360. Така установка розроблена та виготовлена в ІЕЗ ім. Є.О. Патона. Вона дозволяє контролювати поздовжні зварні шви труб \varnothing 508...1420 мм.

Одним з шляхів покращення якості зварних трубопроводів є усунення дефектів форми і забезпечення співвісності суміжних торців труб при їх зварюванні кільцевим швом. В таких випадках доцільно застосовувати механізми, які забезпечують підгонку двох торців труб до повного співпадання внутрішніх кромкистиків у випадку рівнотовщинних труб. Такі механізми дозволяють усунути дефекти форми зварного шва і частково зменшити власні напруження в зварному з'єднанні. Автори роботи [17], враховуючи роль зварних напружень і структурного стану при утворенні "водневих тріщин", розглянули різні варіанти заварювання виразок під тиском і їх вплив на рівень залишкових напружень і утворення гартованих мікроструктур.

На основі проведених досліджень в роботі [55] зроблено висновок, що після довготривалої експлуатації газопроводу границя текучості металу, з якого виготовлена труба може незначно збільшитись, а відносне видовження і ударна в'язкість зменшитись.

1.2.2. Розрахункові методи визначення залишкових напружень.

Визначення залишкових напружень навіть для випадку порівняно простих

зварних з'єднань це досить складна задача. Для спрощення розрахунків використовується припущення, зокрема, про одновісність зварювальних напружень. Враховуються тільки ті напруження, що діють у напрямку, паралельному до осі шва, а інші – вважаються досить малими в порівнянні з осьовими і ними нехтують. Згідно з цим припущенням окремі шари матеріалу розширюються вільно вздовж осі і за товщиною труби. При цьому припускають відсутність зсувів на основі гіпотези плоских перерізів. При формуванні шва перерізи можуть переміщуватись у напрямку осі шва, повертатись на деякий кут, але не можуть викривлятись.

Найбільш повно наближені методи, для одновісного напруженого стану розроблені в працях К. М. Гатовського, Г. А. Ніколаєва, Н. О. Окерблома і І. П. Трочуна [25, 26, 93, 94, 142].

Метод Г.А. Ніколаєва [93] базується на таких гіпотезах: лінійність напруженого стану; справедливість гіпотези плоских перерізів; рівномірність розподілу температур, деформацій та напружень за товщиною пластини; схематизована залежність границі текучості (плинності) та відносної пружної деформації від температури; незалежність теплофізичних властивостей металу від температури в широкому діапазоні. При цьому прийнята модель ідеального пружно-пластичного тіла. За допомогою цього методу можна розрахувати залишкові напруження і відносне скорочення звареної пластини, використовуючи дані про розподіл максимальних температур у поперечному перерізі. З розрахунків випливає, що максимальні розтягувальні напруження в низьковуглецевих сталях дорівнюють, у середній частині зони пластичних деформацій, границі текучості за нормальної температури. Залишкові напруження за межами зони пластичних деформацій є стискальними.

На таких же припущеннях, що і метод Ніколаєва, побудований розрахунковий метод І.П.Трочуна [142]. Крім цього, вважається, що залишкові напруження по ширині пластичної зони розподілені рівномірно і

дорівнюють границі плинності металу. З цього додаткового припущення випливає, що епюра залишкових пластичних деформацій укорочення має вигляд прямокутника. Трочуном І. П. запропоновано два способи для визначення розміру зони пластичних деформацій: аналітичний та розрахунково-експериментальний за допомогою отриманої номограми.

К. М. Гатовський запропонував метод [26], який відрізняється від методу Г.А. Ніколаєва тим, що в ньому замість діаграм ідеального пружно-пластичного тіла використовують діаграми зі зміцненням при різних температурах.

Результати, отримані за цими методами, добре узгоджуються з результатами, отриманими експериментально. Вище наведені методи можна використовувати для визначення залишкових напружень в зварних пластичних елементах конструкцій для аустенітних сталей, а також низьковуглецевих і низьколегованих сталей з границею текучості до 300 МПа, у яких структурно-фазові перетворення при охолодженні завершуються вище за 870 К [26, 93].

При дослідженні зварювальних напружень використовують і пружні розв'язки. Такий підхід використаний у методі "пружних" розв'язків О. А. Ільюшина. "Пружні" розв'язки використовуються для розв'язування різних задач, пов'язаних із зварювальними процесами як в точній постановці, коли вони служать способом для отримання пластичного розв'язку, так і в наближеній постановці.

Метод запропонований Г.Б.Талиповим [139] використовує математичний апарат теорії пластичності. Автор в своїй роботі [139] розглядає формування залишкових напружень як температурну задачу середовища, що деформується. В цьому методі прийнято припущення, що кожен метал різко втрачає свою здатність чинити опір пластичним деформаціям у певному вузькому інтервалі температур. При подальших

розрахунках вважається, що це відбувається за певної середньої в цьому інтервалі температури T_k .

Талиповим Г. Б. [139] запропоновано також інший підхід, який полягає в тому, що причиною утворення залишкових деформацій і напружень є виключно температурне укорочення зони, у якій температура була вищою ніж T_k . Вважається, що зазначена зона набуває початкових пластичних деформацій укорочення у тих напрямках, де при нагріванні температурне розширення було обмежене. Напруження і деформації, що утворюються при цьому, вважаються залишковими.

Основна перевага цього методу полягає в його здатності розглядати неодновісні задачі, використовуючи математичний апарат теорії пружно-пластичних деформацій. До недоліків методу можна віднести той факт, що процес утворення пластичних деформацій при нагріванні не розглядається. Початкові деформації вважаються однаковими в радіальному і коловому напрямках. По суті це означає, що не приймаються до уваги поперечне усадження, яке виникає при нагріванні, але для двовісних задач пластичні деформації, що утворюються при нагріванні, як правило, є неоднаковими у різних напрямках.

У багатьох роботах задача про напруження і деформації, що виникають при зварюванні, формулюється у вигляді пружно-пластичного деформування тіла в умовах змінних температур [11, 80]. У цьому випадку задача зводиться до системи нелінійних диференціальних рівнянь із заданими крайовими умовами. Аналітичні розв'язки таких задач можливі тільки для часткових випадків при введенні суттєвих спрощень процесу деформування, які не повністю відображають його реальний характер при зварюванні. Тому при розв'язанні таких задач широко використовуються числові методи в поєднанні із сучасними обчислювальними засобами.

У залежності від застосування різних підходів можна відзначити наступні способи розв'язування зварювальних пружно-пластичних задач:

безпосереднє чисельне диференціювання та інтегрування нелінійних рівнянь і варіаційний підхід до побудови розв'язків пружно-пластичних задач.

Використання принципів пружних розв'язків дає можливість представити задачу теорії пластичності у вигляді послідовності задач теорії пружності з деякими додатковими умовами. Практичне застосування знайшли принципи додаткових об'ємних сил і додаткових деформацій та змінних параметрів пружності.

Для дослідження зварювальних деформацій і напружень В.І.Махненко запропонував змішаний принцип розв'язків [79], а саме: принцип додаткових деформацій у сукупності зі змінним модулем зсуву.

Розрахунково-аналітичний метод визначення залишкових зварювальних напружень в умовах плоского напруженого стану, який базується на дислокаційних представленнях про залишкові напруження, детально описаний в роботі [54].

У роботі Л. М. Лобанова, В. А. Санченка та ін. [72] запропоновано термомеханічну модель для визначення поздовжніх зміщень зварних елементів конструкцій різного поперечного перерізу.

Зварювання товстостінних елементів конструкцій, зокрема, циліндричних оболонок багатопрохідними кільцевими швами є досить типовим для сучасних зварних конструкцій. Враховуючи складність процесів, які відбуваються при зварюванні, відобразити їх шляхом моделювання на зразках дуже складно, а використання натурних експериментів при великих розмірах конструкції пов'язані зі значними матеріальними затратами. Тому для оптимізації технологій зварювання підвищений інтерес викликає математичне моделювання цих явищ. Розв'язку цих задач присвячені роботи [70, 78, 84] та ін. При цьому для побудови відповідних математичних моделей приймаються ті або інші припущення. Авторами робіт [76-78] розроблено комплекс комп'ютерних програм, які реалізують послідовне прослідковування розвитку температурних полів,

напружень і деформацій при заповненні розробки стикового шва окремими шарами на заданих режимах і умовах зварювання. Такий комплекс програм дозволяє проводити пошук раціонального варіанту зварювання товстих оболонок багатопрохідним стиковим кільцевим швом.

1.2.3. Розрахунково-експериментальні методи визначення залишкових напружень. Одними з ефективних методів визначення залишкових напружень є розрахунково-експериментальні методи, що ґрунтуються на попередньо встановленій експериментальній інформації [127].

Поширеним підходом при визначенні залишкових напружень у різних зварних з'єднаннях є введення в розрахунок заданих множин залишкових деформацій. Задача зводиться до визначення напружень, що відповідають заданим залишковим деформаціям. Однією з перших робіт в цьому напрямку є праця Є.О. Патона та його учнів [106], в якій запропонована ідея розрахункової оцінки залишкових зварювальних напружень в циліндричній оболонці на основі тензорної функції усадки. В цій роботі досліджено умови виникнення зварювальних напружень у циліндричних оболонках від кільцевих і поздовжніх швів.

Аналітичний розрахунок залишкових напружень у тонких оболонках для попередньо заданого характеру розподілу залишкових деформацій запропоновано в роботі [120]. Функції, що характеризують розподіл залишкових деформацій, рекомендується визначати експериментально на моделі і використовувати їх для розрахунку напружень в оболонках з іншими геометричними параметрами.

Розрахунково-експериментальний метод визначення залишкових напружень в зварних конструкціях, який в літературі називають методом умовних пластичних деформацій [97], запропоновано Я. С. Підстригачем і В. А. Осадчуком та їх учнями Л. В. Базилевичем, Р. М. Кушніром, А. М.

Марголіним, М. М. Николишиним, І. Б. Прокоповичем, С. Т. Сідельниковим, В. Ф. Чекуріним, та ін. Цей метод базується на розв'язанні обернених задач механіки деформованих тіл із залишковими власними деформаціями і використанні експериментальної інформації, яку отримують за допомогою неруйнівних методів. Базовими є рівняння деформованих твердих тіл, які враховують наявність пластичних деформацій, що описуються тензорним полем. Враховуючи апріорну інформацію про розподіл цих деформацій і апроксимуючи їх певною множиною функцій, будується розв'язок прямої задачі і записуються вирази для визначення напружень, у які входять довільні числові параметри даного поля. Для їх знаходження будується функціонал, в який входять з певними ваговими функціями квадрати різниць компонент тензора напружень або їх інтегральних характеристик, отриманих одним із експериментальних методів σ^E і відповідних виразів для напружень, обчислених теоретичним шляхом σ^T . Мінімізація цього функціоналу за шуканими параметрами забезпечує мінімальне відхилення відповідних теоретично обчислених σ^T і експериментально отриманих σ^E полів напружень. Після знаходження цих параметрів, підставляють їх у вирази для залишкових пластичних деформацій і обчислюють напруження у довільній точці зварної конструкції, зокрема, трубопроводу.

Цей метод дозволяє використовувати експериментальну інформацію, здобуту за допомогою окремих неруйнівних фізичних методів або їх синтезу. Особливо це стає важливим у випадку дослідження напруженого стану реальних об'єктів з тривалим терміном експлуатації, наприклад, магістральних нафтогазопроводів.

1.3. Проблеми визначення довговічності магістральних трубопроводів тривалої експлуатації

Обмеженість працездатності магістральних трубопроводів спричинена накопиченням в них різного роду пошкоджень, зумовлених тривалим

впливом механічних і термічних навантажень та агресивних середовищ. Як свідчать статистичні дані [29, 57, 156] у більшості трубопроводів є дефекти (тріщини, різного роду несучільності, непровари у зварних з'єднаннях, включення, подряпини та ін.), що утворилися ще в процесі виготовлення цих конструкцій або з'явилися в процесі їх тривалої експлуатації (дивись рис. 1.3). При дії циклічного навантаження ці дефекти можуть розвиватися аж до повного руйнування трубопроводу. Причому такий процес, як правило, відбувається при значно меншому від граничного рівня навантаженні і характеризується тривалим нагромадженням незворотніх пошкоджень в матеріалі, що призводить до зародження і розвитку тріщин та повного руйнування тіла труби. Таке руйнування при змінному в часі навантаженні називається втомним руйнуванням. Значна частина аварійних ситуацій магістральних трубопроводів тривалої експлуатації зумовлені втомою зварних з'єднань. Як правило, втомне руйнування відбувається непередбачено, часто без явних ознак пошкодженості в околі зварного з'єднання трубопроводу. Основні засади міцності і довговічності металів при дії циклічних навантажень залишаються справедливими і для зварних з'єднань. Хоча для останніх характерні такі особливості, як вплив форми розробки торців труб, кількості шарів зварного шва, неоднорідності механічних властивостей, високих залишкових деформацій і напружень та можливість утворення технологічних дефектів.

Наявність надійних методів оцінки небезпечності різного роду дефектів та пошкоджень в трубопроводах – необхідна передумова створення ефективних систем діагностики та контролю їх технічного стану. Вповні це стосується корозійно-втомних тріщин, які є однією із найпоширеніших причин руйнування трубопроводів в експлуатації. Незважаючи на високий ступінь розвитку механіки руйнування [103, 104, 153, 154, 165, 170-178], яка слугує методологічною основою для аналізу росту тріщин, практичні методи



Рис. 1.3 Тріщина біля монтажнього кільцевого шва

розрахунку стосовно підземних газо- та нафтопроводів ще не забезпечують бажаної точності. Насамперед це зумовлене недостатньо повним відображенням реальних умов навантаження і впливу середовища на кінетику руйнування [123, 182, 183, 190, 193].

На думку авторів роботи [74] однією з причин руйнування трубопроводів є утворення холодних тріщин в зоні термічного впливу зварних з'єднань (ЗТВ) у зв'язку з їх підвищеною схильністю до крихкого руйнування.

В роботі [133] відмічено, що визначення залишкового ресурсу магістральних трубопроводів тривалої експлуатації можна провести на основі моніторингу реального навантаження комунікацій, визначення наявності та розмірів дефектів і рівня залишкових незрелаксованих напружень.

На теперішній час відомо багато експериментальних і теоретичних досліджень з визначення закономірностей росту тріщин під дією циклічно змінних навантажень [33, 85, 144, 154, 177]. В рамках лінійної механіки руйнування основною характеристикою циклічної тріщиностійкості матеріалу є діаграма втомного руйнування [133]. На основі цієї діаграми розраховують довговічність і встановлюють час міжінспекційного контролю елементів конструкцій з урахуванням результатів дефектоскопії і умов експлуатації. Узагальнивши велику кількість експериментальних результатів, П. Періс запропонував емпіричну залежність для опису лінійної ділянки стабільного росту тріщини [114]

$$dl / dN = C(\Delta K)^m, \quad (1.1)$$

де ΔK - розмах коефіцієнта інтенсивності напружень; C і m - постійні, які визначаються експериментально з використанням методів регресивного аналізу [128]. Величини C і m широко використовуються в інженерній практиці, а їх значення для різних сталей і умов випробувань наведені в роботах [131, 189].

Запропоновані і інші співвідношення, які зв'язують швидкість розвитку втомної тріщини з силовими чи деформаційними факторами, довжиною тріщини і механічними властивостями матеріалів. Найбільш розповсюджений перший підхід, який базується на різних представленнях функції $f(\Delta K)$ залежністю (1.1) [33, 114, 151, 160, 188].

В другому підході необхідно встановити зв'язок між швидкістю росту тріщини з деформаціями і енергетичними пераметрами. Такими параметрами можуть бути: розмах коефіцієнта інтенсивності деформацій чи місцева деформація [85]; розмах номінальних пружно-пластичних деформацій [181]; величина пластичної зони [179]; величина розкриття вершини тріщини [23, 166]; величина J -інтеграла.

Третій підхід базується на застосуванні закону Коффина-Менсона і правил лінійного сумування відносної довговічності, що дає можливість

отримати вирази для швидкості росту втомної тріщини у вигляді визначеного інтеграла. Нижня границя цього інтегралу дорівнює нулю, а верхня – розміру зони пластичних деформацій. Цей підхід в різних варіантах описаний в роботах [2, 180]. Розглянуті підходи мають і певні свої недоліки. Похибка розрахунків зумовлена з недостатнім врахуванням впливу технологічних і експлуатаційних факторів на зміни характеристик опору матеріалу поширення тріщин. У випадку зварних з'єднань необхідно враховувати наявність зон з різними фізико-механічними властивостями і вплив зварних залишкових напружень [133]. Вплив зварних залишкових напружень на швидкість росту втомних тріщин вивчено ще недостатньо. В роботах [27, 48, 147, 148] описані результати експериментальних досліджень розвитку втомних тріщин в полях залишкових напружень розтягу і стиску. Автори робіт [3, 24, 75, 79, 126, 175, 184] розглянули підходи врахування впливу залишкових напружень аналітичними методами.

Підходи, які запропоновані в роботах [175, 184] на основі використання в розрахунках значень ефективних розмахів КІН, вимагають проведення трудомістких вимірювань розмаху розкриття вершини тріщини в процесі прикладання зовнішнього циклічного навантаження.

В роботах В.І. Махненка [75, 79] на основі підходів лінійної механіки руйнування запропонована залежність для визначення впливу залишкових напружень на швидкість росту втомної тріщини у вигляді

$$dl / dN = C(\Delta K)^m (1 + K_r / \Delta K)^S, \quad (1.2)$$

де S - числовий показник; K_r - КІН, зумовлений залишковими напруженнями.

В роботі [173] для оцінки швидкості росту втомної тріщини залишкові напруження запропоновано враховувати на основі виразу (1.1), сумуючи при визначенні ΔK дію цих і експлуатаційних напружень.

Ряд авторів в своїх дослідженнях [151, 169, 188] встановили, що асиметрія циклу $R_{\sigma} = K_{min} / K_{max}$ може суттєво впливати на зміну швидкості поширення тріщини. В роботі [146] показано, що в границях зміни коефіцієнта $0 \leq R_{\sigma} \leq 0,51$ параметр m виразу (1.2) змінюється незначно, в той час як параметр C може змінюватись на порядки.

Ресурс зварних з'єднань з урахуванням технологічних концентраторів напружень, дефектів та втомних пошкоджень, які утворюються в процесі експлуатації оцінено в роботах [107, 125, 133].

Більш повний аналіз явищ, що відбувається в процесі втомного руйнування матеріалу в зонах концентрації напружень, описано у фізичній моделі, що висвітлена в роботі [104]. В цій моделі період зародження макротріщин залежить від числа циклів навантаження, яке необхідне для проростання мікротріщин від нульової довжини до довжини зони передруйнування розміром l_G [103].

Постановка узагальненої δ_c - моделі пружно-пластичного деформування біля вершини тріщини проаналізовано в роботах [102, 103]. Розроблені також алгоритми розв'язку таких задач методом скінчених елементів [185] та методом вагових функцій. Визначення кінетики росту втомних тріщин із врахуванням пластичної поведінки матеріалу і ефектів закриття тріщин проводять за допомогою методу суперпозиції і сингулярних інтегральних рівнянь. Ефект закриття втомної тріщини спочатку виявили експериментально. Вплив цього ефекту на швидкість зростання втомної тріщини зручно визначати за допомогою ефективного значення КІН

$$\Delta K_{ief} = K_{imax} - K_{iop}, \quad (1.3)$$

де K_{imax} - значення КІН при максимальному навантаженні;

K_{iop} - значення КІН відкриття тріщини.

Кінетичні діаграми руйнування матеріалу при втомі отримані в координатах $v - \Delta K_{ief}$ мало залежать від умов навантаження, розмірів зразків

та інших факторів. Це дозволяє значно здешевити процедуру експериментального визначення $\nu - \Delta K_{Ief}$ [103].

В роботі [32] розроблена методика розрахунково-експериментальної оцінки залишкового ресурсу нафтопроводу на основі оцінки циклічної довговічності за критеріями тріщиностійкості матеріалу труб.

Наведено приклад рекомендацій для збільшення ресурсу нафтопроводу тривалої експлуатації.

Вплив наводнювання та попереднього пластичного деформування на тріщиностійкість при статичних і циклічних навантаженнях трубопроводів зі сталі 17Г1С-У розглянуто в роботі [117]. В роботі [160] авторами проведено аналітичний опис та аналіз втомного руйнування матеріалів.

В роботах [61-64] запропоновано і науково обгрунтовано розширену інженерну методику дослідження деформації і руйнування матеріалу морських трубопроводів при статичному та низькочастотному циклічному навантаженнях з урахуванням впливу структури, масштабного фактору, концентрації напружень, частоти навантаження, асиметрії циклу, агресивності середовища, а також різної комбінації цих чинників. Введено комплексне поняття про низькочастотну втому і корозійну втому морських трубопроводів, ґрунтуючись на умовах їх експлуатації та деформаційно-кінетичному трактуванні процесу побудовано застосовні для інженерних розрахунків повні криві низькочастотної втоми для сталі трубопроводу з різною структурою та зварного з'єднання. Експериментально підтверджено можливість пришвидшеної оцінки границі витривалості основного металу та зварного з'єднання труб за діаграмами статичного та циклічного кругового згину, а також за результатами випробувань зразків-моделей з подібними геометричними параметрами надрізу.

Таким чином, проаналізувавши існуючі на сьогодні методи визначення залишкових напружень у зварних з'єднаннях стосовно їх придатності для

діагностування напруженого стану в околі зварних багатошарових кільцевих швів і оцінки їх впливу на довговічність магістральних нафтогазопроводів, можна зробити наступні висновки. Розрахункові методи, особливо для МТ тривалої експлуатації, не можуть бути використані, тому що, як правило, відсутні проектна та виконавча документація, журнали зварювальних робіт, в яких зафіксовані параметри режимів зварювання, а також дані про застосування методів зниження рівня залишкових напружень. За допомогою фізичних методів отримуємо інформацію про усереднену різницю головних напружень по поверхні контакту перетворювача трансформаторного типу приладів для вимірювань (електромагнітний метод) або по об'єму під п'єзоелектричним перетворювачем (ультразвуковий метод). Це утруднює, а часто і неможливіє використання неруйнівних методів для визначення розподілу залишкових напружень вздовж і за товщиною зварного кільцевого з'єднання трубопроводів.

В той же час аналіз літературних джерел показує, що залишкові напруження можуть суттєво змінити коефіцієнт асиметрії зовнішнього навантаження і тим самим на порядок і більше змінити швидкість поширення тріщини.

1.4. Основні задачі та напрямки досліджень

Наведений вище аналіз літературних джерел показує, що розвиток існуючих та розроблення нових розрахунково-експериментальних методів визначення залишкових напружень в багатошарових кільцевих зварних з'єднаннях і оцінка їх впливу на довговічність магістральних трубопроводів з дефектом при циклічному навантаженні є важливим та актуальним технічним завданням при діагностуванні трубопроводів особливо за умов їх тривалої експлуатації.

В даній дисертаційній роботі були поставлені такі задачі:

розвинути розрахунково-експериментальний метод визначення залишкових напружень в трубних стикових зварних з'єднаннях, виконаних багат шаровими кільцевими швами з урахуванням двовимірних колових і осьових пластичних деформацій локалізованих біля шва, неоднорідності розподілу напружень під давачами приладів та структурно-фазових змін в зоні термічного впливу;

побудувати розрахункову модель для поширення втомних тріщин в стінках трубопроводів з урахуванням залишкових напружень та оцінити їх вплив на довговічність магістрального газопроводу з осьовим поверхневим тріщиноподібним дефектом у зварному з'єднанні при циклічному навантаженні.

РОЗДІЛ 2

РОЗРАХУНКОВО-ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИЙ МЕТОД ВИЗНАЧЕННЯ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ТРУБНИХ ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ, ВИКОНАНИХ БАГАТОШАРОВИМ КІЛЬЦЕВИМ ШВОМ

Для підвищення надійності трубопровідного транспорту постійно удосконалюються методики визначення граничного стану трубопроводів, однією з важливих складових яких є розвиток способів оцінки напруженого стану труб, зокрема технологічних напружень в зварних з'єднаннях. Одним з ефективних підходів до визначення залишкових напружень у трубопроводах є розрахунково-експериментальний метод, який ґрунтується на використанні розв'язків рівнянь теорії оболонок з власними напруженнями і експериментальної інформації, отриманої неруйнівними методами [46].

Основні положення методу полягають в наступному. Спочатку записують основні співвідношення і диференціальні рівняння теорії оболонок з залишковими деформаціями, які отримують, використавши зображення компонентів тензора повної деформації e_{ij} у вигляді суми: $e_{ij} = e_{ij}^e + e_{ij}^0$, де e_{ij}^e – компоненти тензора пружної деформації, e_{ij}^0 – компоненти тензорного умовних залишкових пластичних деформацій. При цьому поле e_{ij}^0 враховує сумарні залишкові деформації, несумісність яких зумовлює виникнення залишкових напружень. Потім використавши фундаментальні розв'язки ключових рівнянь, будують інтегральні представлення для залишкових напружень через невідомі компоненти поля деформацій e_{ij}^0 . Щоб знайти це поле, використовують експериментальну

інформацію, яку можна здобути неруйнівними методами і розв'язують обернену задачу теорії оболонок. Після відшукування поля e_{ij}^0 обчислюють залишкові напруження у довільній точці зварного з'єднання, зокрема ті, які не можна отримати експериментальними способами.

2.1. Математична модель методу

2.1.1. Апроксимація розподілу залишкових осесиметричних деформацій e_{ij}^0 і ключове диференціальне рівняння задачі. Для побудови розв'язальних рівнянь задачі про визначення залишкових напружень в стиковому зварному з'єднанні труб багат шаровим кільцевим швом, зокрема монтажним, моделюватимемо таке з'єднання круговою циліндричною оболонкою (трубою) завтовшки $2h$, що знаходиться у рівновазі під дією поля залишкових деформацій e_{ij}^0 . Матеріал оболонки будемо вважати ізотропним. Віднесемо оболонку до триортогональної системи координат α, β, γ (рис. 2.1). Тут $\alpha = z/R$, де z – координата точки вздовж осі оболонки (початок координат вибрано на її серединній поверхні радіусом R); β – кутова координата вздовж дуги кола серединної поверхні; γ – координата вздовж зовнішньої нормалі до серединної поверхні.

У кільцевих з'єднаннях оболонок, виконаних за один або багато проходів, шви при зварюванні виконуються послідовно, а не одночасно по всьому периметру, тому залишкові напруження у зоні зустрічі початку й кінця шва будуть відрізнятися від напружень в інших місцях з'єднання. Строго кажучи, розподіл напружень з огляду на це не буде осесиметричним. Але, як показують експериментальні дослідження, залишкові напруження у трубах великих діаметрів, у яких зона зустрічі початку й кінця шва складає

невелику частину периметра, практично можна вважати осесиметричним [21].

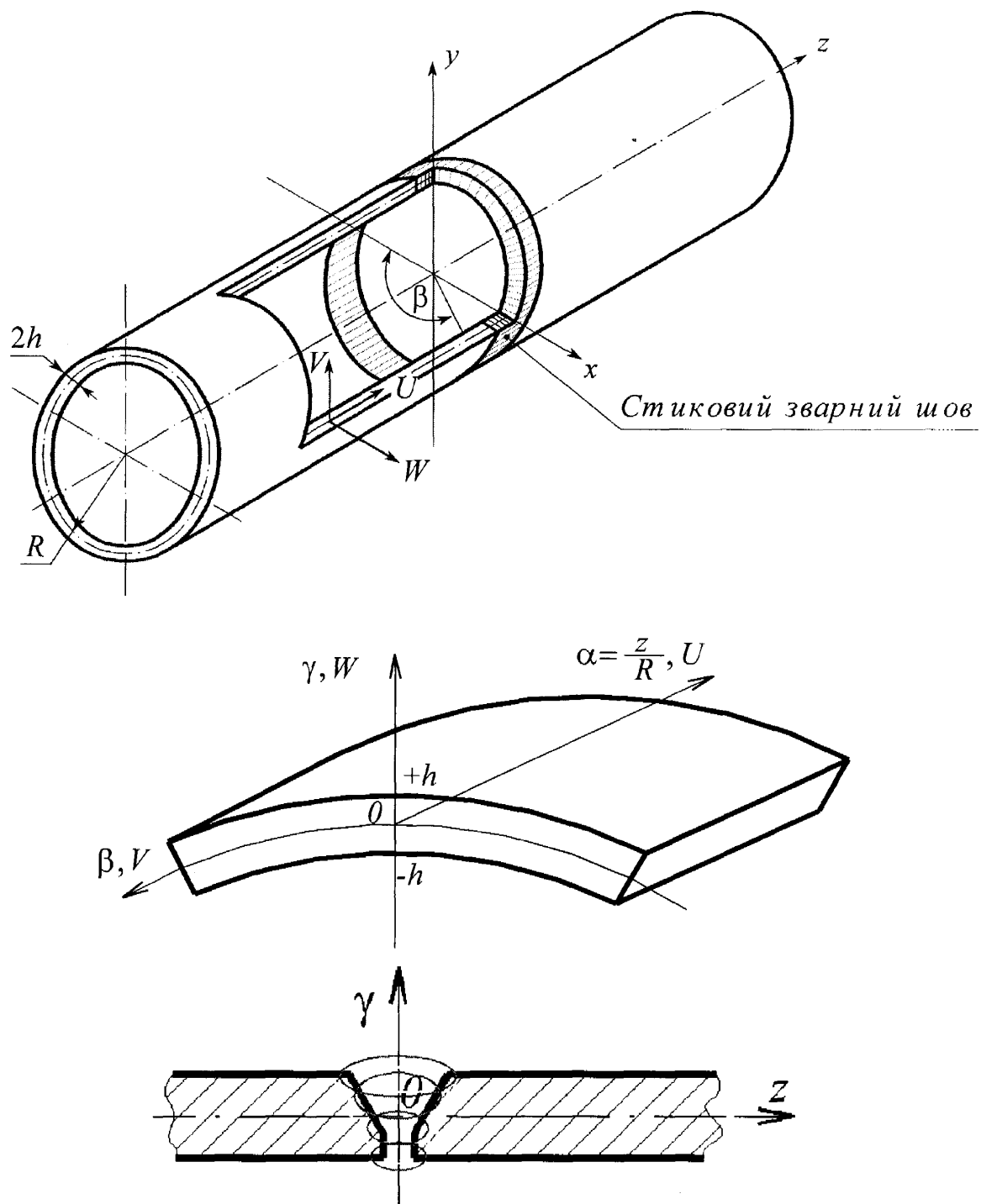


Рис. 2.1. Схема стикового зварного з'єднання трубопроводу у вигляді замкненої колової циліндричної оболонки

Тоді, за умов відсутності осьових зусиль, ключове рівняння задачі для визначення функції прогину $W(\alpha)$ в рамках класичної теорії можна записати у вигляді [97]

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda^4 \right) W = 4\lambda^4 R \mathfrak{E}_{\beta\beta}^0 - R^2 \frac{d^2}{d\alpha^2} (K_{\alpha\alpha}^0 + \mu K_{\beta\beta}^0), \quad (2.1)$$

де

$$\mathfrak{E}_{\beta\beta}^0 = \frac{1}{2h} \int_{-h}^h e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma) d\gamma, \quad K_{ii}^0 = \frac{3}{2h^3} \int_{-h}^h e_{ii}^0(\alpha, \gamma) \gamma d\gamma, \quad i = \alpha, \beta, \quad (2.2)$$

$e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma)$, $e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma)$ – осьові і колові залишкові пластичні деформації;
 $\lambda^4 = 3R^2(1 - \mu^2)/(4h^2)$; μ – коефіцієнт Пуассона.

Формули для визначення осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ і колових $\sigma_{\beta\beta}$ залишкових напружень у довільній точці труби у цьому випадку можна записати у вигляді [97]

$$\begin{aligned} \sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) &= \frac{3\gamma}{2h^3} M_1 + \frac{E}{1 - \mu^2} [\omega_{\alpha}(\alpha, \gamma) + \mu \omega_{\beta}(\alpha, \gamma)], \\ \sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma) &= \frac{1}{2h} \left(N_2 + 3M_2 \frac{\gamma}{h^2} \right) + \frac{E}{1 - \mu^2} [\omega_{\beta}(\alpha, \gamma) + \mu \omega_{\alpha}(\alpha, \gamma)], \end{aligned} \quad (2.3)$$

Тут

$$\omega_{\alpha}(\alpha, \gamma) = \mathfrak{E}_{\alpha\alpha}^0 + K_{\alpha\alpha}^0 \gamma - e_{\alpha\alpha}^0, \quad \omega_{\beta}(\alpha, \gamma) = \mathfrak{E}_{\beta\beta}^0 + K_{\beta\beta}^0 \gamma - e_{\beta\beta}^0,$$

N_2 , M_1 , M_2 – колове зусилля, осьовий та коловий згинальні моменти:

$$N_2 = D_0 \left(\frac{W}{R} - \mathfrak{E}_{\beta\beta}^0 \right), \quad M_1 = -\frac{D_1}{R^2} \left[\frac{d^2 W}{d\alpha^2} + R^2 (K_{\alpha\alpha}^0 + \mu K_{\beta\beta}^0) \right],$$

$$M_2 = -\frac{D_1}{R^2} \left[\mu \frac{d^2 W}{d\alpha^2} + R^2 (K_{\beta\beta}^0 + \mu K_{\alpha\alpha}^0) \right], \quad (2.4)$$

$D_0 = 2Eh$, $D_1 = 2Eh^3 / [3(1 - \mu^2)]$, E – модуль Юнга.

Функції $e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma)$, $e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma)$ відтворюють в процесі розв'язку конкретних обернених задач за допомогою експериментальної інформації.

На основі узагальнення відомих в літературі експериментальних даних [21, 22, 91] і, отриманих на базі розрахункових моделей з використанням числових методів [78, 80, 192] про розподіл залишкових пластичних деформацій в зварних з'єднаннях локалізований біля шва розподіл колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ залишкових деформацій апроксимуємо виразами

$$\begin{aligned} e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma) &= -\varepsilon_1^* f_1(\gamma) \varphi_1(\alpha) S_1^0(\alpha), \\ e_{\alpha\alpha}^0(\alpha, \gamma) &= -\varepsilon_2^* f_2(\gamma) \varphi_2(\alpha) S_2^0(\alpha), \end{aligned} \quad (2.5)$$

де

$$\begin{aligned} \varphi_i(\alpha) &= 1 + s_i \frac{\alpha^2}{\alpha_i^2} - (3 + 2s_i) \frac{\alpha^4}{\alpha_i^4} + (2 + s_i) \frac{\alpha^6}{\alpha_i^6}, \\ f_i(\gamma) &= 1 - m_i \left(1 - \frac{\gamma}{h} \right)^2, \quad i = 1, 2, \end{aligned} \quad (2.6)$$

$$S_1^0(\alpha) = 1, \quad |\alpha| \leq \alpha_1, \quad S_1^0(\alpha) = 0, \quad |\alpha| > \alpha_1;$$

$$S_2^0(\alpha) = 1, \quad |\alpha| \leq \alpha_2, \quad S_2^0(\alpha) = 0, \quad |\alpha| > \alpha_2;$$

$\alpha_1 = z_1/R$; $\alpha_2 = z_2/R$; z_1, z_2 – координати, що характеризують півширини зон колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ пластичних деформацій; ξ_i^* , s_i , m_i , α_i – числові параметри, які визначаються за допомогою експериментальних даних.

Функції $\varphi_i(\alpha)$ характеризують розподіл пластичних деформацій вздовж твірної труби, а $f_i(\gamma)$ – розподіл по її товщині. Графіки функції $\varphi_i(\alpha)$ для різних значень параметрів s зображені на рис. 2.2, а функції $f(\gamma)$ – для різних значень параметра m на рис. 2.3. На цьому ж рисунку штриховими лініями зображено характерну форму зварного шва.

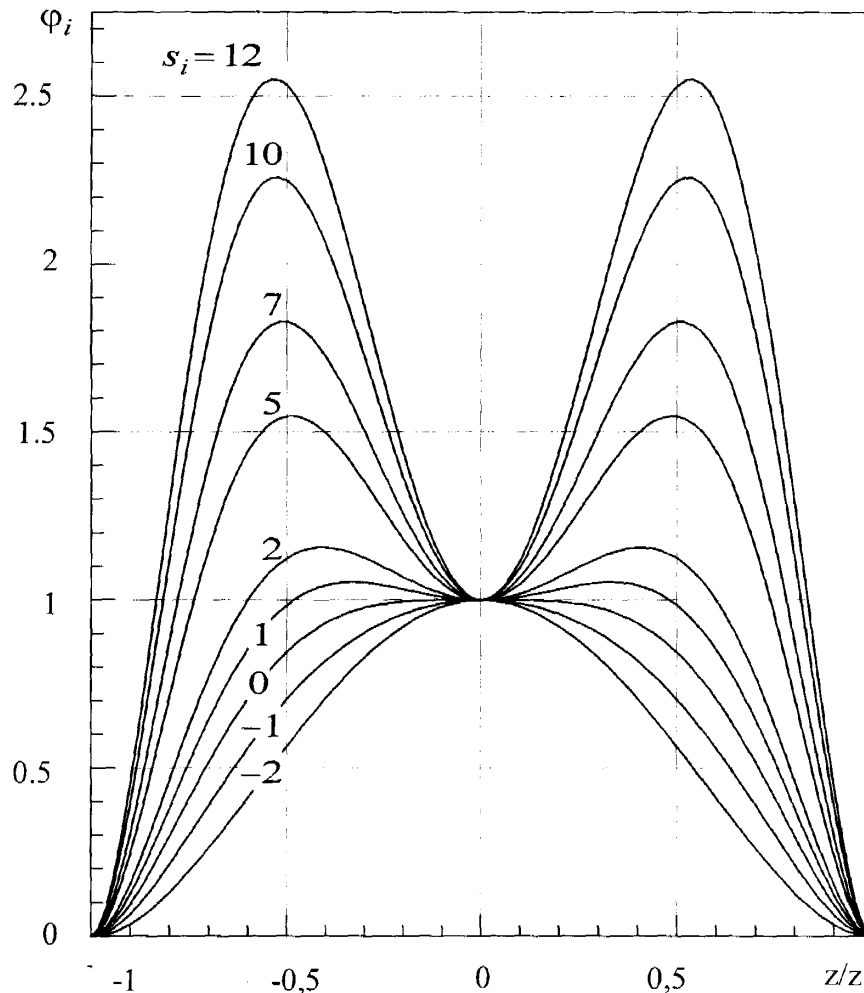


Рис. 2.2. Графіки функції $\varphi(\alpha)$

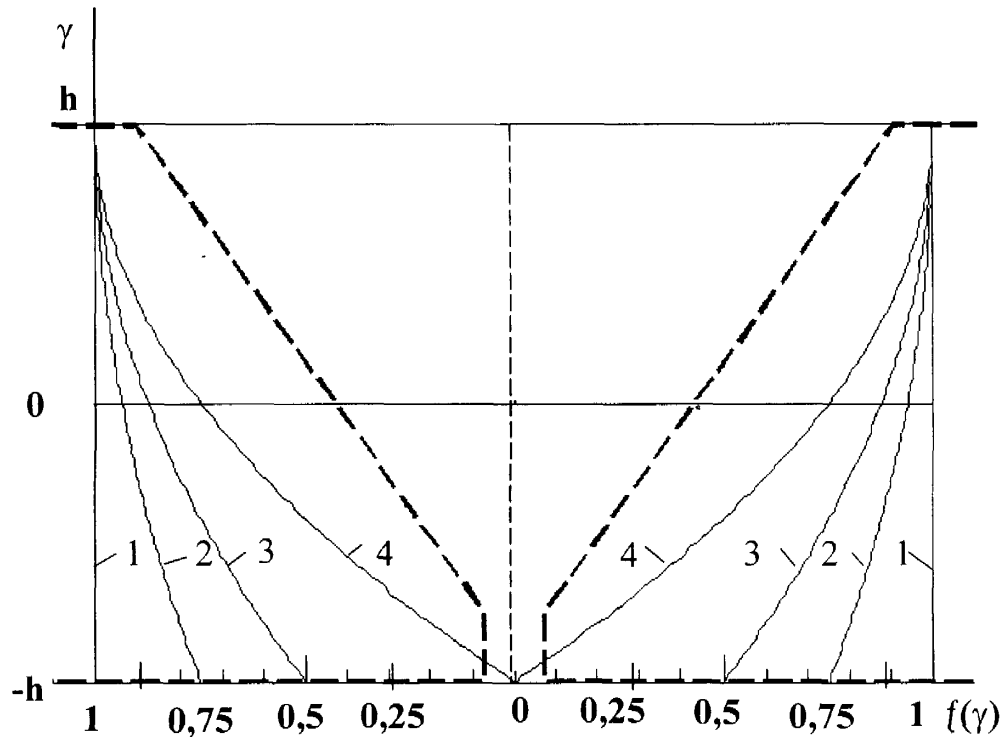


Рис. 2.3. Зміна функції $f(\gamma)$ по товщині труби для різних значень параметра $m = 0; 1/16; 1/8; 1/4$ (відповідно криві 1-4)

Підставивши тепер (2.6) в (2.5), а потім в (2.2) і (2.1), ключове рівняння для визначення прогину W отримаємо у вигляді

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda^4 \right) W = -2R \mathfrak{E}_1^* \left[2\lambda^4 \left(1 - \frac{4}{3} m_1 \right) - \mu m_1 \frac{R}{h} \frac{d^2}{d\alpha^2} \right] \varphi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) + 2\mathfrak{E}_2^* m_2 \frac{R^2}{h} \frac{d^2}{d\alpha^2} \varphi_2(\alpha) S_2^0(\alpha). \quad (2.7)$$

2.1.2. Побудова розв'язку прямої задачі. Для побудови розв'язку рівняння (2.7) використаємо фундаментальний розв'язок такого рівняння

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda^4 \right) W^* = \delta(\alpha), \quad (2.8)$$

де $\delta(\alpha)$ – функція Дірака.

Розв'язок цього рівняння запишемо у вигляді [119]

$$W^*(\alpha) = \frac{1}{8\lambda^3} e^{-\lambda\alpha} (\cos\lambda\alpha + \sin\lambda|\alpha|). \quad (2.9)$$

Тоді згідно з теоремою про згортку розв'язок рівняння

$$\left(\frac{d^4}{d\alpha^4} + 4\lambda^4 \right) W = \Phi(\alpha), \quad a \leq \alpha \leq b, \quad (2.10)$$

можна подати в інтегральній формі

$$W(\alpha) = \int_a^b \Phi(\zeta) W^*(\zeta - \alpha) d\zeta, \quad (2.11)$$

Таким чином, розв'язок ключового рівняння (2.7) подамо так:

$$W(\alpha) = -\mathcal{E}_1^* R\lambda \left\{ \frac{1}{2} \left(1 - \frac{4}{3} m_1 \right) F_{11}(\alpha) + \frac{1}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} [\mu m_1 F_{21}(\alpha) + k m_2 F_{22}(\alpha)] \right\}, \quad (2.12)$$

де

$$F_{ij}(\alpha) = \int_{-\alpha_j}^{\alpha_j} \varphi_j(\zeta) \exp[-\lambda|\zeta - \alpha|] [\cos\lambda(\zeta - \alpha) + (-1)^{i-1} \sin\lambda|\zeta - \alpha|] d\zeta, \quad (2.13)$$

$$i, j = 1, 2;$$

$$k = \mathcal{E}_2^* / \mathcal{E}_1^*.$$

Підставивши тепер вирази (2.12) у співвідношення (2.4), (2.3) отримаємо формули для обчислення залишкових осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ і колових $\sigma_{\beta\beta}$ напружень в довільній точці труби, викликаних залишковими деформаціями, зумовленими зварюванням

$$\sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) = \frac{E \mathcal{E}_1^* \lambda \gamma}{1 - \mu^2 h} \left[-\frac{\sqrt{3(1-\mu^2)}}{2} \left(1 - \frac{4}{3} m_1 \right) F_{21}(\alpha) + \mu m_1 F_{11}(\alpha) + k m_2 F_{12}(\alpha) \right] +$$

$$+\frac{1}{1-\mu^2}\left(\frac{1}{3}-\frac{\gamma^2}{h^2}\right)\left[\mu m_1 \varphi_1(\alpha) S_1^0(\alpha)+k m_2 \varphi_2(\alpha) S_2^0(\alpha)\right], \quad (2.14)$$

$$\sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma)=\frac{E}{R} W(\alpha)+\mu \sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma)-E \epsilon_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma), \quad (2.15)$$

У вирази (2.14), (2.15) входять довільні числові параметри $\epsilon_i^*, k, \alpha_i, m_i, s_i$, що характеризують розподіл залишкових деформацій ϵ_{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.

2.1.3. Обернена задача теорії оболонок з залишковими технологічними деформаціями і напруженнями.

Поняття коректно поставлених і некоректно поставлених обернених задач. Стійкість і принципи регуляризації. Розрізняють коректно поставлені і некоректно поставлені задачі. Поняття коректної постановки задач математичної фізики було введено Ж. Адамаром у зв'язку з бажанням вяснити, які типи граничних умов є найбільш природними для різних типів диференціальних рівнянь.

Розв'язок будь-якої кількісної задачі, як правило, полягає в знаходженні «розв'язку» x за заданими «вихідними даними» u . Ми будемо вважати їх елементами метричних просторів F і U з віддальми між елементами $\rho_U(u_1, u_2)$; $\rho_F(z_1, z_2)$; $u_1, u_2 \in U$; $x_1, x_2 \in F$. Метрика, як правило, визначається постановкою задачі.

Нехай A – закон, який пов'язує певну характеристику об'єкта x з вимірюваним полем u . Тоді

$$Ax = u, \quad x \in F, \quad u \in U. \quad (2.16)$$

Операторне рівняння (2.16) означає, що для відомих x і A можна обчислити u , тобто розв'язати пряму задачу. Обернена задача полягає у визначенні x за відомими A і u . На практиці u завжди вимірюється з деякою похибкою. Поле, яке виміряне з деякою похибкою, будемо позначати \tilde{u} . Зазвичай відомо не тільки \tilde{u} , але й похибка, з якою воно одержано, тобто відома оцінка відстані \tilde{u} від точного поля u

$$\|u - \tilde{u}\|_U \leq \delta, \quad (2.17)$$

де δ – похибка, з якою вимірюється поле.

Задача визначення розв'язку x з простору F за «вихідними даними» u з простору U називається коректно поставленою на парі функціональних просторів, якщо задовольняються вимоги (умови):

- 1) для довільного елемента $u \in U$ існує розв'язок з простору F ;
- 2) розв'язок визначається однозначно;
- 3) задача стійка на функціональних просторах (F, U) .

Остання умова означає, що розв'язок задачі u неперервно залежить від «вихідних даних» u . В цьому випадку малі зміни u зумовлюють малі зміни x . Власне ця умова порушується в обернених задачах.

Ж. Адамар вважав, що задачі математичної фізики, розв'язки яких є нестійкими, не мають фізичного смислу, тому назвав їх некоректно поставленими. Пізніше вияснилось, що багато прикладних задач, в тому числі і обернені задачі, що є некоректними за Адамаром, мають реальний фізичний зміст. Не дивлячись на те, що оберненим задачам властиві ознаки некоректності, вони успішно розв'язуються, причому методами, які використовуються для побудови розв'язків коректних задач. Це виявляється можливим, якщо ввести додаткові, що ґрунтуються на фізичних міркуваннях,

обмеження на постановку задачі. Такий аналіз привів до нового поняття коректності задачі.

Задача (2.16) називається умовно коректною (коректною за А.Н. Тихоновим [141]), якщо в фундаментальному просторі F можна виділити більш вузьку множину розв'язків $F \in F$ таку, що:

- 1) апріорі відомо, що розв'язок існує і належить виділеній множині F ;
- 2) розв'язок єдиний (тільки на множині F);
- 3) розв'язок стійкий до малих змін u , які не виводять розв'язок x із множини F , тобто малим варіаціям u відповідають малі варіації x .

Таким чином, при виконанні певних умов, що накладаються на розв'язок, задача, некоректна за Адамаром, може бути коректною за Тихоновим. Оскільки задача стає коректною за Тихоновим тільки за умови звуження множини шуканих розв'язків її називають умовно коректною.

Множина F , на якій некоректна задача стає коректно поставленою, називається множиною (або класом) коректності.

Легко зауважити, що умови коректності за Адамаром і за Тихоновим співпадають, якщо $F \in F$, тобто коректність за Тихоновим досягається звуженням множини F до класу коректності.

Одним із шляхів досягнення коректності за Тихоновим є звуження множини можливих розв'язків до компактної множини, тобто такої, в якій можна знайти послідовність елементів, що збігаються до елемента цієї множини. Питання вибору компактної множини вирішується в кожній конкретній задачі, виходячи з фізичних міркувань. Досить часто апріорі відомі властивості шуканих функцій: неперервність, гладкість, монотонність, випуклість тощо. Їх врахування служить основою для виділення класу коректності.

Зупинимось детальніше на можливості побудови наближеного розв'язку задачі (2.16) на компактї. Нехай апріорї відомо, що точний розв'язок задачі $x \in F \subseteq F$, причому множина F – компакт в F . Справедливе наступне твердження: нехай точний розв'язок задачі (2.16) $x \in F$, а x_δ довільний елемент із F такий, що $\|Ax_\delta - \tilde{u}\|_U \leq \delta$. Тоді $x_\delta \rightarrow x$, якщо $\delta \rightarrow 0$.

Таким чином, якщо існує алгоритм, засобами якого за даними \tilde{u} , δ можна знайти такий елемент $x_\delta \in F$, що $\|Ax_\delta - \tilde{u}\|_U \leq \delta$, то цей алгоритм є регуляризуючим. Цей факт і пояснює ті успіхи, які були досягнуті в розв'язках параметричних моделей, оскільки задача розв'язувалась в скінченновимірному просторї, де довільна обмежена замкнута множина є компактом. Слід відмітити, однак, що для досить великого числа параметрів проявляється некоректність задачі і вона стає слабо обумовленою.

У випадку, коли виділити компакт, який містить точний розв'язок, не вдасться, розроблені інші алгоритми побудови наближеного розв'язку некоректних задач. Зокрема, широко розповсюдженим в обчислювальній практиці способом наближеного розв'язування рівняння (2.16) є метод підбору. Він полягає в тому, що для елементів x деякого наперед заданого підкласу можливих розв'язків $F(F \in F)$ обчислюється оператор Ax , тобто розв'язується пряма задача. За наближений розв'язок береться такий елемент x_0 з множини F , на якому нев'язка $\rho_U(Ax_0, u)$ досягає мінімуму, тобто

$$\rho_U^2(Ax_0, u) = \inf_{x \in F} \rho_U^2(Ax, u). \quad (2.18)$$

Термін «inf» означає нижню границю значень функціонала (інфініум).

Прагнення обґрунтувати застосування методу підбору привело до встановлення загально функціональних вимог, які обмежують клас можливих розв'язків F . Ці вимоги полягають в компактності множини F .

Як правило, в якості F береться множина елементів x , які залежать від скінченного числа параметрів, що змінюються в обмежених областях так, щоб F була замкнутою множиною скінченновимірному простору.

Якщо серед введеної множини допустимих розв'язків F міститься точний розв'язок оберненої задачі, а вимірюване поле u не має похибки, то розв'язок, одержаний методом підбору, буде істинним розв'язком оберненої задачі (2.16). Якщо поле виміряне з похибкою, але таке, що існує розв'язок із множини F , що відповідає даному полю, то одержимо наближений розв'язок оберненої задачі. Якщо похибки вимірювань такі, що множина F не має розв'язку, для якого одержується поле, що дорівнює виміряному, то одержуємо квазірозв'язок оберненої задачі, тобто такий розв'язок, який створює поле, найбільш близьке до спостережуваного.

Побудова функціоналу для відшукування невідомих параметрів задачі визначення залишкових напружень. Розглянемо множину функцій (2.5), якою апроксимоване поле колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ залишкових деформацій. Оскільки функції $\varphi_i(\alpha)$ поліноми шостого порядку, а $f_i(\gamma)$ – другого, то множина функцій (2.5) є скінченновимірною. Крім того пластичні деформації e_{ii}^0 є обмеженими, з чого випливає, що числові параметри, які входять у вирази для цих деформацій, обмежені деяким числом C . Таким чином, множина функцій, яка описується виразами (2.5), є компактною множиною [19].

Для відшукування параметрів $\xi_i^*, k, \alpha_i, m_i, s_i$ використаємо експериментальну інформацію, яку можна здобути за допомогою одного із неруйнівних методів або їх синтезу. Величини, які можна отримати експериментально, позначимо через $I_m^E(\sigma_{ii})$. У відповідність цим величинам за допомогою формул (2.15) будемо аналогічні вирази, які позначимо через

$I_m^T(\sigma_{ii})$. Функціонал нев'язки між експериментально визначеними і теоретично обчисленими величинами виберемо у вигляді

$$g(\mathcal{E}_i^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) = \sum_{m=1}^v \sum_{n=1}^{N_v} \rho_{mv} \left[I_m^T(\Omega_n; \mathcal{E}_i^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) - I_m^E(\Omega_n) \right]^2, \quad (2.19)$$

де v – число, що відповідає кількості неруйнівних методів, які використані для одержання експериментальних даних; N_v – кількість підобластей Ω_n , в яких вимірюються характеристики напруженого стану; ρ_{mv} – вагові множники.

2.2. Характерні особливості застосування деяких фізичних методів для визначення залишкових напружень

На сьогодні при визначенні характеристик напруженого стану в магістральних трубопроводах широко використовують електромагнітний і ультразвуковий фізичні методи. При цьому необхідно враховувати наступні особливості цих методів:

- можливість проведення вимірювань тільки в тонкому приповерхневому шарі (електромагнітний метод) або визначення усереднених по товщині труби характеристик напруженого стану (ультразвуковий метод);
- давачі приладів не забезпечують достатню локальність в області неоднорідного напруженого стану при проведенні вимірювань;
- методи дають інформацію не про окремі компоненти напруженого стану, а про усереднені характеристики різниці головних напружень;

- на результати вимірювань впливає зміна структурно-фазового складу матеріалу в зоні термічного впливу зварного з'єднання.

Якщо використовувати електромагнітний метод, то отримуємо усереднену по поверхні контакту електромагнітного перетворювача вимірювального приладу і трубою різницю головних напружень σ_+^E , а ультразвуковий метод дозволяє визначити усереднену по об'єму металу труби, що знаходиться під п'єзоелектричним перетворювачем, різницю головних напружень σ_0^E .

У цьому випадку функціонал (2.19) подано у формі

$$g(\mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) = \sum_{n=1}^{n_1} p_n \left[\sigma_+^T(\mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i; \alpha_n) - \sigma_+^E(\alpha_n) \right]^2 + \sum_{m=1}^{n_2} q_m \left[\sigma_0^T(\mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i; \alpha_m) - \sigma_0^E(\alpha_m) \right]^2, \quad (2.20)$$

Тут $\alpha = \alpha_n$ і $\alpha = \alpha_m$ перерізи труби, в яких розташовувались центри давачів приладів при проведенні вимірювань; p_n, q_m – вагові множники; n_1, n_2 – кількість колових перерізів, в яких знаходились центри давачів при проведенні вимірювань.

Якщо поверхню контакту між електромагнітним перетворювачем приладу для вимірювань і трубою наближено апроксимувати кругом радіусом R_0 , то вираз для $\sigma_+^T(\alpha_n)$ можна подати у вигляді

$$\sigma_+^T(\alpha_n; \mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) = E \mathcal{E}_1^* J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i), \quad (2.21)$$

де

$$J_+^T = \frac{2}{\pi r_0^2} \int_{a_n - r_0}^{a_n - r_0} \left[\hat{\sigma}_{\beta\beta}^+(\alpha, h) - \hat{\sigma}_{\alpha\alpha}^+(\alpha, h) \right] \sqrt{r_0^2 - (\alpha - \alpha_n)^2} d\alpha,$$

$$\hat{\sigma}_{jj}^+(\alpha, h) = \sigma_{jj}(\alpha, h) / (EE_I^*); \quad j = \alpha, \beta; \quad r_0 = R_0/R.$$

Для квадратного п'єзоелектромагнітного перетворювача зі стороною a , що використовується в приладі для вимірювань ультразвуковим методом, величина $\sigma_0^T(\alpha_m)$ виражається співвідношенням

$$\sigma_0^T(\alpha_m; \mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) = E \mathcal{E}_1^* J_0^T(\alpha_m; k, \alpha_i, m_i, s_i), \quad (2.22)$$

де

$$J_0^T = \frac{2}{\pi r_1^2} \int_{\alpha_m - r_1}^{\alpha_m - r_1} \left[W(\alpha) + \left(1 - \frac{4}{3} m_1\right) \varphi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) \right] \sqrt{r_0^2 - (\alpha - \alpha_m)^2} d\alpha, \quad r_1 = \frac{R_1}{R}.$$

Мінімізуючи тепер функціонал (2.20), знаходимо такі значення параметрів $\mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i$, які забезпечують найменшу нев'язку між експериментально визначеними та теоретично обчисленими характеристиками полів напружень. Після знаходження цих параметрів за формулами (2.14), (2.15) обчислюємо залишкові напруження в довільній точці кільцевого зварного з'єднання труби.

Таким чином, характерною особливістю запропонованого підходу визначення залишкових технологічних напружень є те, що на основі доступної експериментальної інформації відтворюється поле деформацій e_{ii}^0 в околі багатшарового кільцевого зварного шва з урахуванням неоднорідності розподілу залишкових напружень та структурних змін в зоні термічного впливу під давачами приладів і на цій основі обчислюються напруження в довільній точці зварного з'єднання труби.

Висновки до розділу 2

1. Отримано математичну модель для визначення залишкових технологічних напружень в трубних стикових зварних з'єднаннях, виконаних багат шаровими кільцевими швами. Вибрано множину функцій, що описує локалізовані двовимірні поля колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ залишкових пластичних деформацій. В рамках класичної теорії оболонок одержано ключове диференціальне рівняння четвертого порядку для визначення нормального переміщення серединної поверхні оболонки (прогину) W .
2. Використавши фундаментальний розв'язок ключового рівняння і теорему про згортку побудовано розв'язок вихідного рівняння прямої задачі, в праву частину якого входять усереднені по товщині труби колові і осьові пластичні деформації. На цій основі отримано вирази для обчислення залишкових напружень в зоні зварного шва, в які входять довільні числові параметри, що характеризують різні розподіли залишкових деформацій e_{ii}^0 ($i = \alpha, \beta$).
3. Для відшукування параметрів, що характеризують поле пластичних деформацій у зварних з'єднаннях сформульовано обернену задачу теорії оболонок з залишковими технологічними напруженнями. Побудовано функціонал, що виражає нев'язку між експериментальними характеристиками напруженого стану, які можна отримати неруйнівними методами і аналогічними характеристиками, обчисленими теоретично.

4. У випадку, коли для отримання експериментальної інформації про напружений стан у трубопроводі використовуються електромагнітний та ультразвуковий методи записано функціонал нев'язки g , що виражає суму квадратів відхилень усереднених величин різниці головних напружень, які визначаються експериментально, від аналогічних величин, одержаних розрахунковим способом. Мінімізація цього функціоналу дозволяє довізначити величини, необхідні для обчислення окремих компонент залишкових напружень в довільній точці зварного з'єднання.

РОЗДІЛ 3

ОЦІНКА ВПЛИВУ ГРАДІЄНТІВ ПЛАСТИЧНИХ ДЕФОРМАЦІЙ ПО ДОВЖИНІ І ТОВЩИНІ ТРУБИ ТА ШИРИНИ ЗОНИ ЇХ ЛОКАЛІЗАЦІЇ НА РОЗПОДІЛ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ В ЗВАРНОМУ З'ЄДНАННІ

При зварюванні елементів конструкцій одношаровими швами структура литого металу є грубою зі стовпчастою структурою. Виконання швів за декілька проходів, або шарів, суттєво впливає на структуру і властивості металу в цілому. Пояснюється це тим, що накладання кожного наступного валика викликає повторну теплову дію на попередній і під впливом такої своєрідної термічної обробки структура нижніх шарів значно покращується, стає дрібнозернистою, груба стовпчаста структура зникає [7]. Верхній шар зберігає литу структуру металу, однак його властивості все таки покращуються.

Для побудови розв'язків обернених задач теорії оболонок з власними деформаціями, зумовленими зварюванням, важливо дослідити вплив величини довільних параметрів, що входять в функції, які описують поля пластичних деформацій e_{ii}^0 , на величину і характер розподілу залишкових напружень в зварному з'єднанні, зокрема, виконаному багат шаровим швом.

3.1. Вплив перепаду пластичних деформацій по товщині труби на величину максимальних напружень для різних значень зони пластичності

Розглянемо спочатку випадок, коли $s_1 = s_2 = s$, $\alpha_1 = \alpha_2 = \alpha_0 = z_0/R$ (z_0 – координата, що відповідає півширині зони пластичних деформацій). В цьому

випадку формули для визначення прогину труби $W(\alpha)$ (2.12), осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ та колових $\sigma_{\beta\beta}$ (2.14), (2.15) залишкових напружень запишемо у вигляді

$$W(\alpha) = -\mathcal{E}_1^* R \lambda \left[\left(1 - \frac{4}{3} m_1\right) F_1(\alpha) + \frac{m_3}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} F_2(\alpha) \right], \quad (3.1)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) = & -\frac{E \mathcal{E}_1^*}{1-\mu^2} \left\{ \lambda \frac{\gamma}{h} \left[-\frac{\sqrt{3(1-\mu^2)}}{2} \left(1 - \frac{4}{3} m_1\right) F_2(\alpha) + m_3 F_2(\alpha) \right] + \right. \\ & \left. + m_3 \left(\frac{1}{3} - \frac{\gamma^2}{h^2} \right) \varphi(\alpha) S^0(\alpha) \right\}, \end{aligned}$$

$$\sigma_{\beta\beta}(\alpha, \gamma) = \frac{E}{R} W(\alpha) + \mu \alpha_{\alpha\alpha}(\alpha, \gamma) - E e_{\beta\beta}^0(\alpha, \gamma). \quad (3.2)$$

Тут

$$F_i(\alpha) = \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} \varphi(\zeta) K_i(\zeta - \alpha) d\zeta, \quad i = 1, 2, \quad (3.3)$$

$$K_i(\alpha) = \exp[-\lambda|\zeta - \alpha|] [\cos \lambda(\zeta - \alpha) + (-1)^{i-1} \sin \lambda|\zeta - \alpha|], \quad i = 1, 2, \quad (3.4)$$

$$S^0(\alpha) = 1, \quad |\alpha| \leq \alpha_0, \quad S^0(\alpha) = 0, \quad |\alpha| > \alpha_0;$$

Якщо тепер врахувати, що

$$\frac{d^2 K_1(\xi - \alpha)}{d\alpha^2} = -2\lambda K_2(\xi - \alpha),$$

$$\frac{d^2 K_2(\xi - \alpha)}{d\alpha^2} = -2\lambda K_1(\xi - \alpha) - 4\lambda \delta(\xi - \alpha) \quad (3.5)$$

і двічі проінтегрувати (3.3) по частинах, то отримаємо вирази для $F_i(\alpha)$, які запишемо так:

$$F_1(\alpha) = \frac{1}{\lambda^2 \alpha_0^2} \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} \Psi(\zeta) K_2(\zeta - \alpha) d\zeta + F_1^*(\alpha), \quad (3.6)$$

$$F_2(\alpha) = -\frac{1}{\lambda^2 \alpha_0^2} \int_{-\alpha_0}^{\alpha_0} \Psi(\zeta) K_1(\zeta - \alpha) d\zeta, \quad (3.7)$$

де

$$\Psi(\alpha) = s - 6(3 + 2s) \frac{\alpha^2}{\alpha_0^2} + 15(2 + s) \frac{\alpha^4}{\alpha_0^4},$$

$$F_1^*(\alpha) = \frac{2}{\lambda \alpha_0^6} (\alpha_0^2 - \alpha^2) [\alpha_0^2 + (2 + s) \alpha^2] S^0(\alpha).$$

Проінтегрувавши вирази (3.6), (3.7), функції $F_i(\alpha)$ подамо у формі

$$\begin{aligned} F_1(\alpha) = & \frac{1}{\lambda^7 \alpha_0^6} \left\langle e^{-\lambda(\alpha_0 + \alpha)} \left\{ 6\lambda \alpha_0 \left[15(2 + s) + \lambda \alpha_0 (27 + 13s) + \lambda^2 \alpha_0^2 (7 + 3s) \right] \times \right. \right. \\ & \times \cos \lambda(\alpha_0 + \alpha) + 2 \left[-45(2 + s)(1 + \lambda \alpha_0) + 3\lambda^3 \alpha_0^3 (7 + 3s) + 2\lambda^4 \alpha_0^4 (3 + s) \right] \times \\ & \times \sin \lambda(\alpha_0 + \alpha) \left. \right\rangle + 2e^{\lambda(\alpha_0 - \alpha)} \left\{ 3\lambda \alpha_0 \left[15(2 + s) - \lambda \alpha_0 (27 + 13s) + \lambda^2 \alpha_0^2 (7 + 3s) \right] \times \right. \\ & \times \cos \lambda(\alpha_0 - \alpha) + \left[45(2 + s)(\lambda \alpha_0 - 1) + 3\lambda^3 \alpha_0^3 (7 + 3s) + 2\lambda^4 \alpha_0^4 (3 + s) \right] \times \\ & \times \sin \lambda(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\} + 2 \left\{ 6 \left[\alpha_0^2 (3 + 2s) - 15(2 + s) \alpha^2 \right] \lambda^2 + \right. \\ & + (\alpha_0^2 - \alpha^2)^2 \left[\alpha_0^2 + (2 + s) \alpha^2 \right] \lambda^6 + 6\lambda \alpha_0 \left[\lambda \alpha_0 (27 + 13s) \cos \lambda(\alpha_0 - \alpha) + \right. \\ & \left. \left. + (-15(2 + s) + \lambda^2 \alpha_0^2 (7 + 3s)) \sin \lambda(\alpha_0 - \alpha) \right] \cosh \lambda(\alpha_0 - \alpha) + \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + 2 \left[-3\lambda\alpha_0 \left(15(2+s) + \lambda^2\alpha_0^2(7+3s) \right) \cos\lambda(\alpha_0 - \alpha) + \right. \\
& \left. + \left(45(2+s) - 2\lambda^4\alpha_0^4(3+s) \right) \sin\lambda(\alpha_0 - \alpha) \right] \sinh\lambda(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\} S(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\}, \quad (3.8)
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
F_2(\alpha) = & \frac{2}{\lambda^7\alpha_0^6} \left\langle e^{-\lambda(\alpha_0+\alpha)} \left\{ \left[-45(2+s)(1+\lambda\alpha_0) + 3\lambda^3\alpha_0^3(7+3s) + 2\lambda^4\alpha_0^4(3+s) \right] \times \right. \right. \\
& \times \cos\lambda(\alpha_0 + \alpha) + 3\lambda\alpha_0 \left[15(2+s) + \lambda\alpha_0(27+13s) + \lambda^2\alpha_0^2(7+3s) \right] \times \\
& \times \sin\lambda(\alpha_0 + \alpha) \left. \right\} + e^{\lambda(\alpha_0-\alpha)} \left\{ \left[45(2+s)(1-\lambda\alpha_0) + 3\lambda^3\alpha_0^3(7+3s) - 2\lambda^4\alpha_0^4(3+s) \right] \times \right. \\
& \times \cos\lambda(\alpha_0 - \alpha) + 3\lambda\alpha_0 \left[15(2+s) - \lambda\alpha_0(27+13s) + \lambda^2\alpha_0^2(7+3s) \right] \times \\
& \times \sin\lambda(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\} + \left\{ 90(3+2s) - \left[s\alpha_0^4 - 6\alpha_0^2(3+2s)\alpha^2 + 15(2+s)\alpha^4 \right] \lambda^4 + \right. \\
& - 2 \left[\left(45(2+s) - 2\lambda^4\alpha_0^4(3+s) \right) \cos\lambda(\alpha_0 - \alpha) + \right. \\
& \left. + \left(15(2+s) + \lambda^2\alpha_0^2(7+3s) \right) \sin\lambda(\alpha_0 - \alpha) \right] \cosh\lambda(\alpha_0 - \alpha) + \\
& + 6\lambda\alpha_0 \left[\left(15(2+s) - \lambda^2\alpha_0^2(7+3s) \right) \cos\lambda(\alpha_0 - \alpha) + \right. \\
& \left. + \lambda\alpha_0(27+13s)\sin\lambda(\alpha_0 - \alpha) \right] \sinh\lambda(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\} S(\alpha_0 - \alpha) \left. \right\}. \quad (3.9)
\end{aligned}$$

Підставивши тепер ці вирази у співвідношення (3.1)–(3.3) отримаємо в замкнутому вигляді формули для обчислення осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ і колових $\sigma_{\beta\beta}$ напружень в довільній точці труби. На основі цих формул проведено числовий аналіз залежності просторового розподілу напружень від величини

зони пластичних деформацій вздовж твірної труби і їх градієнтів по довжині та товщині труби.

Числові розрахунки проведено для труби діаметром $D = 1220$ мм, товщиною $2h = 15.2$ мм, виготовленої зі сталі 17Г1С ($E = 2.1 \cdot 10^5$ МПа, $\mu = 0.3$). Розглянуто випадок, коли величина пластичних деформацій на осі шва фіксована $\epsilon_1^* = 10^{-3}$; $k = 0.1$.

На рис. 3.1 графічно зображено розподіл колових $\sigma_{\beta\beta}$ і осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ залишкових напружень в зоні зварного шва у випадку, коли $s = 1$, $m_1 = 1/16$,

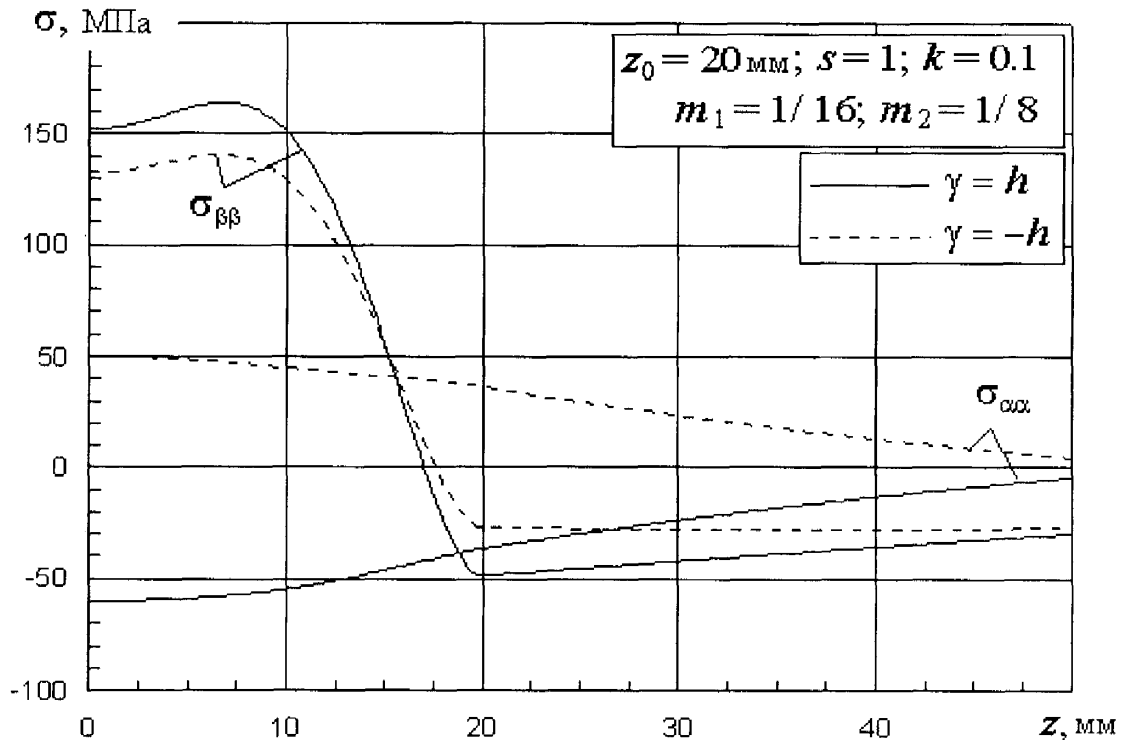


Рис. 3.1. Розподіл залишкових напружень в зоні зварного шва на поверхнях труби

$m_1 = 1/8$, $z_0 = 20$ мм. Суцільними лініями зображено розподіл напружень на зовнішній ($\gamma = h$) поверхні труби, а штриховими – на внутрішній ($\gamma = -h$).

Як видно із наведених графіків у розглянутому випадку колові залишкові напруження на зовнішній і внутрішній поверхнях труби біля шва є розтягальні і досягають найбільшого значення на зовнішній поверхні труби; з віддаленням від осі шва вони переходять у стискальні. Осьові залишкові

напруження є розтягальні на внутрішній поверхні труби та стискальні на зовнішній, а з віддаленням від осі шва вони змінюють знаки на протилежні. На рис. 3.2 та 3.3 кривими 1–4 зображено графіки, що характеризують залежність осьових $\sigma_{\alpha\alpha}$ напружень в перерізі $z = 0$ на зовнішній (рис. 3.2) та внутрішній (рис. 3.3) поверхнях труби від ширини зони пластичних деформацій і величини їх градієнту по товщині труби, що характеризується величиною параметра m (рис. 2.3).

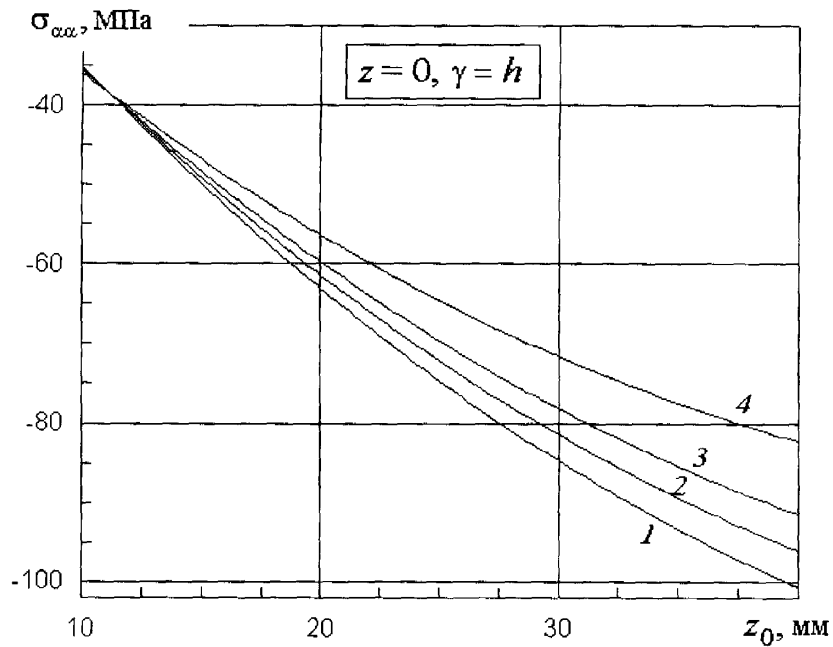


Рис. 3.2. Залежність осьових залишкових напружень в перерізі $z = 0$ на зовнішній поверхні труби від величини зони пластичних деформацій і їх перепаду по товщині труби

Криві 1–4 відповідають наступним значенням параметра m : 1 – $m = 0$, 2 – $m = 1/32$, 3 – $m = 1/16$, 4 – $m = 1/8$, тобто більші числові номери кривих характеризують більші перепади пластичних деформацій по товщині труби.

Графіки, що характеризують залежність колових $\sigma_{\beta\beta}$ напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби від градієнту по товщині труби і ширини зони пластичних деформацій, наведено на рис. 3.4 та 3.5.

Як видно з графіків, наведених на цих рисунках, колові $\sigma_{\beta\beta}$ та осьові $\sigma_{\alpha\alpha}$ напруження на внутрішній поверхні труби зі збільшенням градієнту залишкових деформацій e_{ii}^0 по її товщині зменшуються, а на зовнішній – зростають. При цьому для малих перепадів цих деформацій по товщині труби зі збільшенням ширини їх зони колові напруження на зовнішній поверхні зменшуються і досягають найбільшої величини на внутрішній поверхні труби.

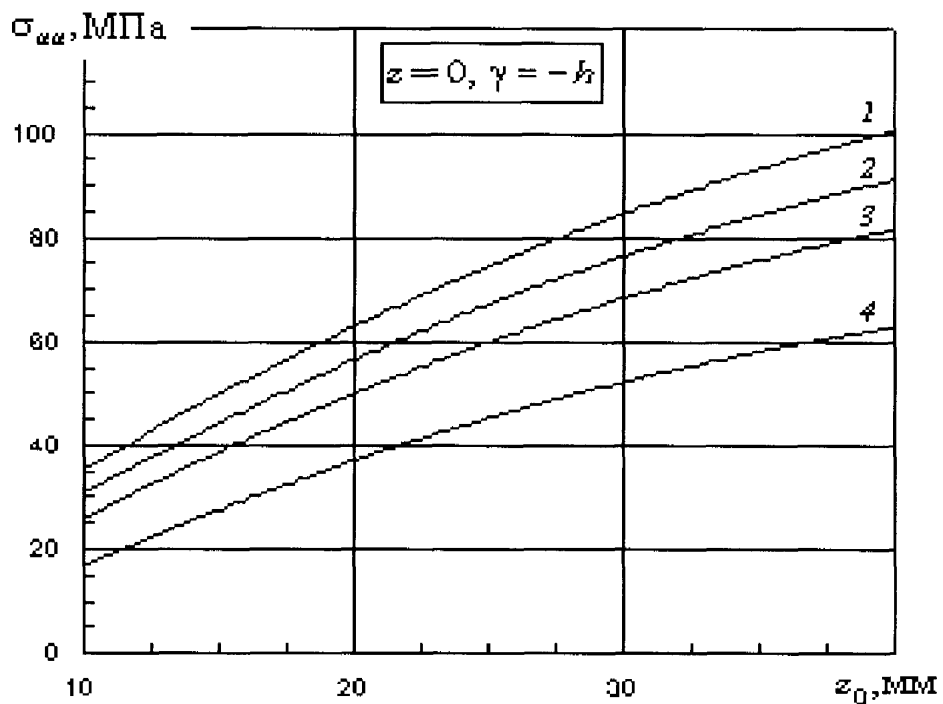


Рис. 3.3. Залежність осьових залишкових напружень в перерізі $z=0$ на внутрішній поверхні труби від величини зони пластичних деформацій і їх перепаду по товщині труби

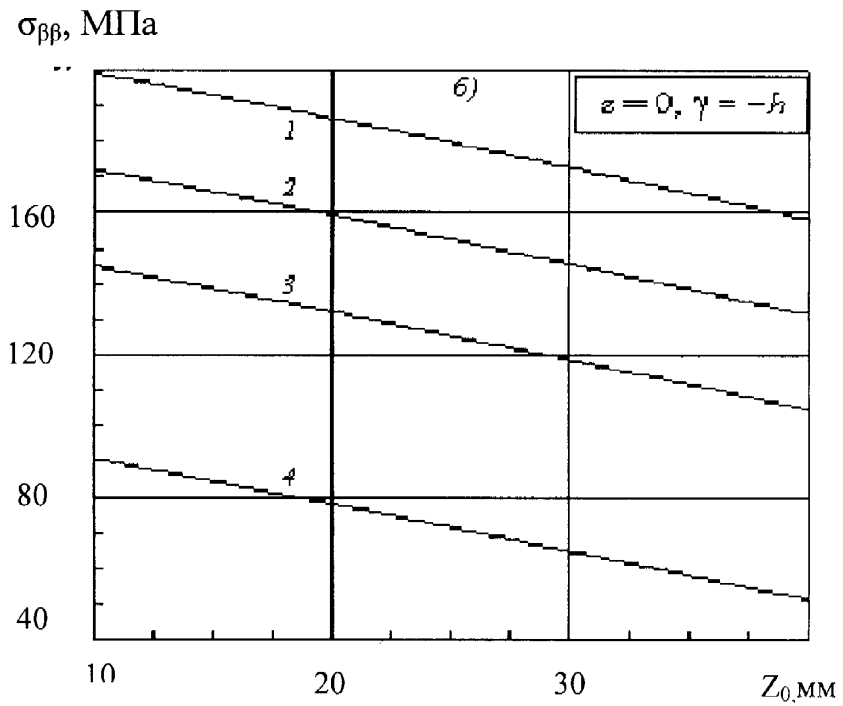
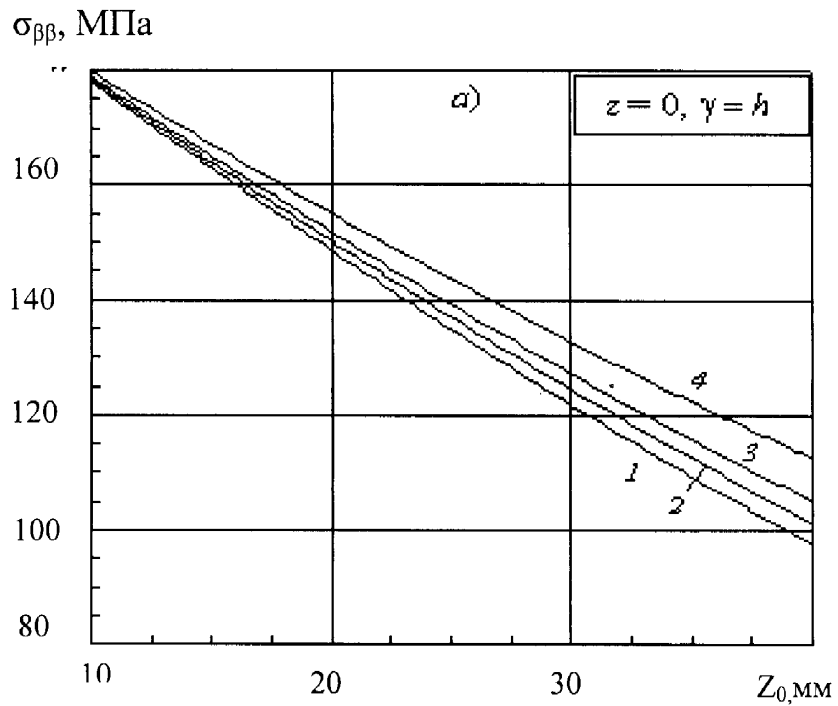


Рис. 3.4. Залежність колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби в перерізі $z = 0$ від величини зони пластичних деформацій і їх перепаду по товщині труби

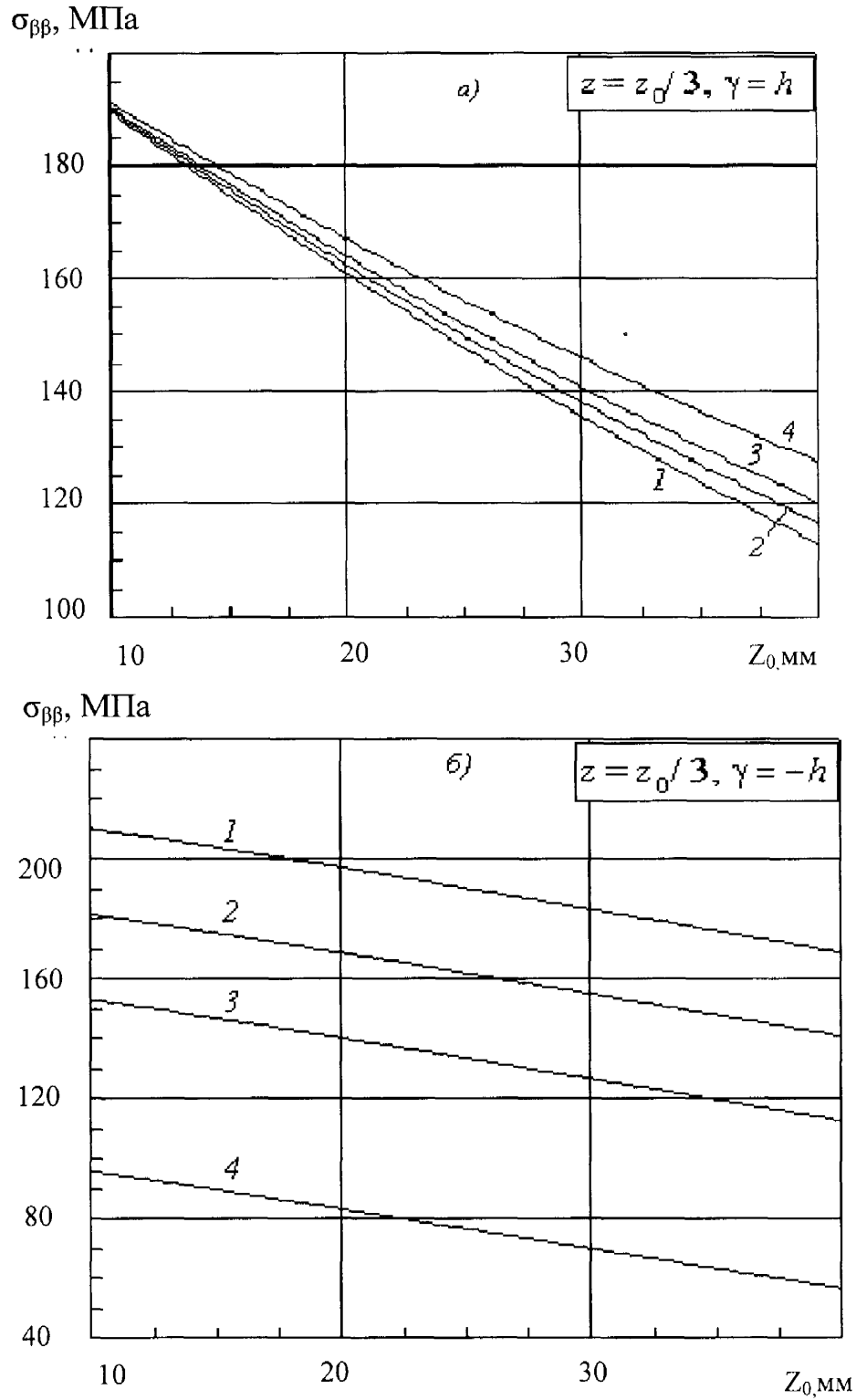


Рис. 3.5. Залежність колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби в перерізі $z = z_0/3$ від величини зони пластичних деформацій і їх перепаду по товщині труби

3.2. Розподіл залишкових напружень в зоні багат шарового зварного шва при не однакових зонах колових і осьових пластичних деформацій і різних їх градієнтах вздовж твірної і за товщиною труби

При зварюванні труб ручним дуговим способом багат шаровим зварним швом зони колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ пластичних деформацій, що характеризуються параметрами $\alpha_1 = z_1/R$ і $\alpha_2 = z_2/R$ можуть бути не однаковими і в залежності від режимів зварювання значно відрізняться між собою. Аналіз літературних даних про розподіл залишкових напружень і деформацій в трубах, зварених багат шаровим кільцевим швом, отриманих на основі розв'язання прямих задач термопластичності числовими методами показує, що величини колових і осьових пластичних деформацій є не однаковими на осі шва і градієнти осьових деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$ вздовж твірної труби є значно більшими, ніж градієнт в цьому напрямку колових $e_{\beta\beta}^0$ деформацій.

Нижче на основі формул для обчислення залишкових напружень (2.14), (2.15) проведено числовий аналіз впливу різних параметрів, що характеризують розподіл деформацій $e_{\beta\beta}^0$ і $e_{\alpha\alpha}^0$, які описуються виразами (2.5), (2.6). Результати числового аналізу графічно зображені відповідними кривими на рис. 3.6–3.17.

На цих рисунках наведені криві, що характеризують розподіл колових і осьових залишкових напружень на зовнішній і внутрішній поверхнях труби для різних величин зон пластичних залишкових деформацій, їх градієнтів вздовж твірної труби і по її товщині та відношень між величинами осьових і колових пластичних деформацій на лінії шва.

Як видно із наведених на рис. 3.6 графіків зміна параметра k , що характеризує відношення величини осьових до колових залишкових пластичних деформацій на лінії шва на зовнішній поверхні в межах $0 \leq k \leq 4$, при фіксованих інших параметрах, впливає на розподіл залишкових напружень тільки на малій відстані біля шва. При цьому зі збільшенням параметра k величина цих напружень зменшується.

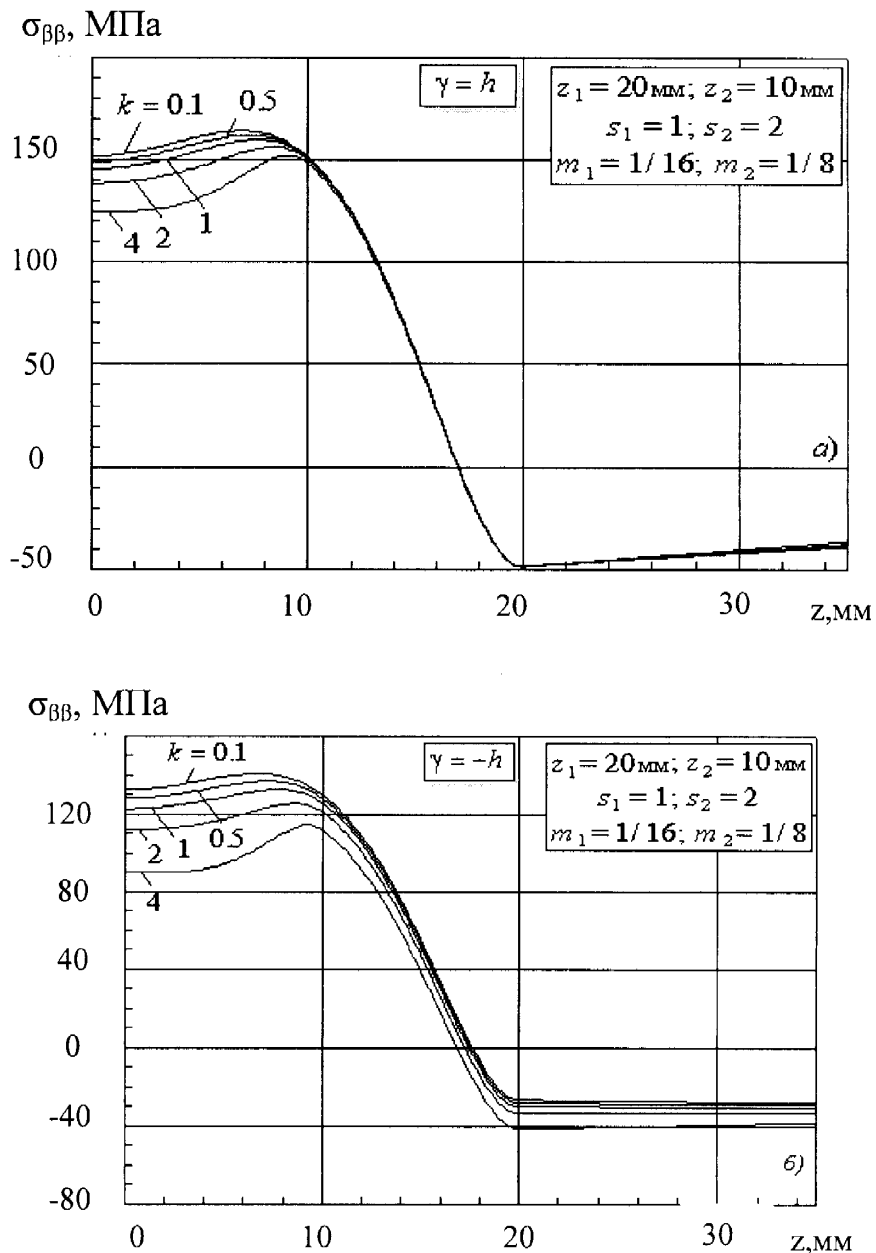


Рис. 3.6. Розподіл колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби при різних значеннях параметра $k = \epsilon_2^* / \epsilon_1^*$

Графіками на рис. 3.7 проілюстровано вплив відношення величини осьових до колових залишкових деформацій на лінії шва, за інших фіксованих параметрів, на розподіл осьових напружень в зоні зварного шва. При цьому зі збільшенням параметра k суттєво зростає величина стискальних залишкових напружень в біляшовній зоні.

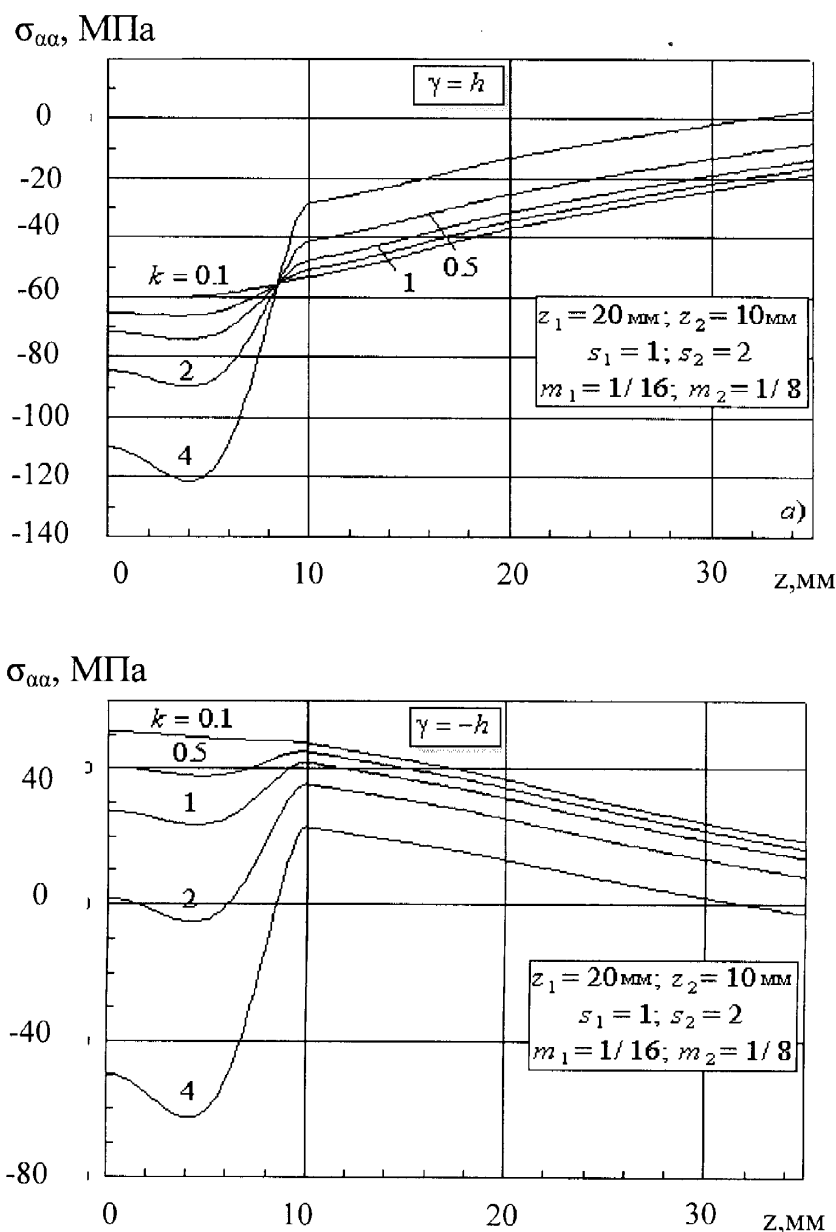


Рис. 3.7. Розподіл осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби при різних значеннях параметра $k = \epsilon_2^* / \epsilon_1^*$

На рис. 3.8 графічно зображено результати числового аналізу впливу ширини зони осьових залишкових деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$, при фіксованих інших параметрах, на розподіл колових залишкових деформацій. Аналіз наведених графіків дозволяє зробити висновок, що зі зменшенням ширини зони осьових пластичних деформацій, в порівнянні з коловими, колові напруження на поверхнях труби змінюються неістотно.

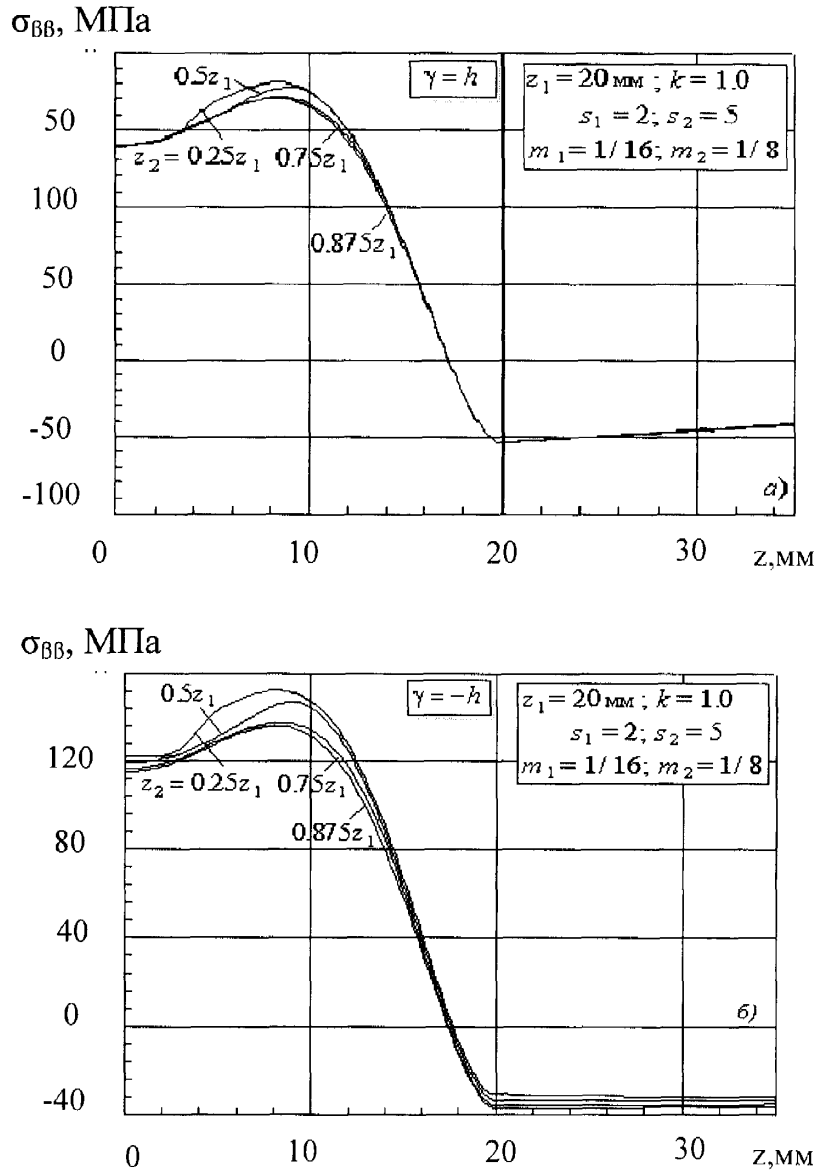


Рис. 3.8. Вплив ширини зони (z_2) осьових пластичних деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$ на величину колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

Результати числового аналізу впливу різних значень осьових пластичних деформацій (параметр z_2) на величину осьових залишкових напружень графічно зображено на рис. 3.9. Як видно із графіків зміна ширини зони осьових пластичних деформацій може зумовити значне зростання величини максимальних осьових напружень на внутрішній поверхні труби.

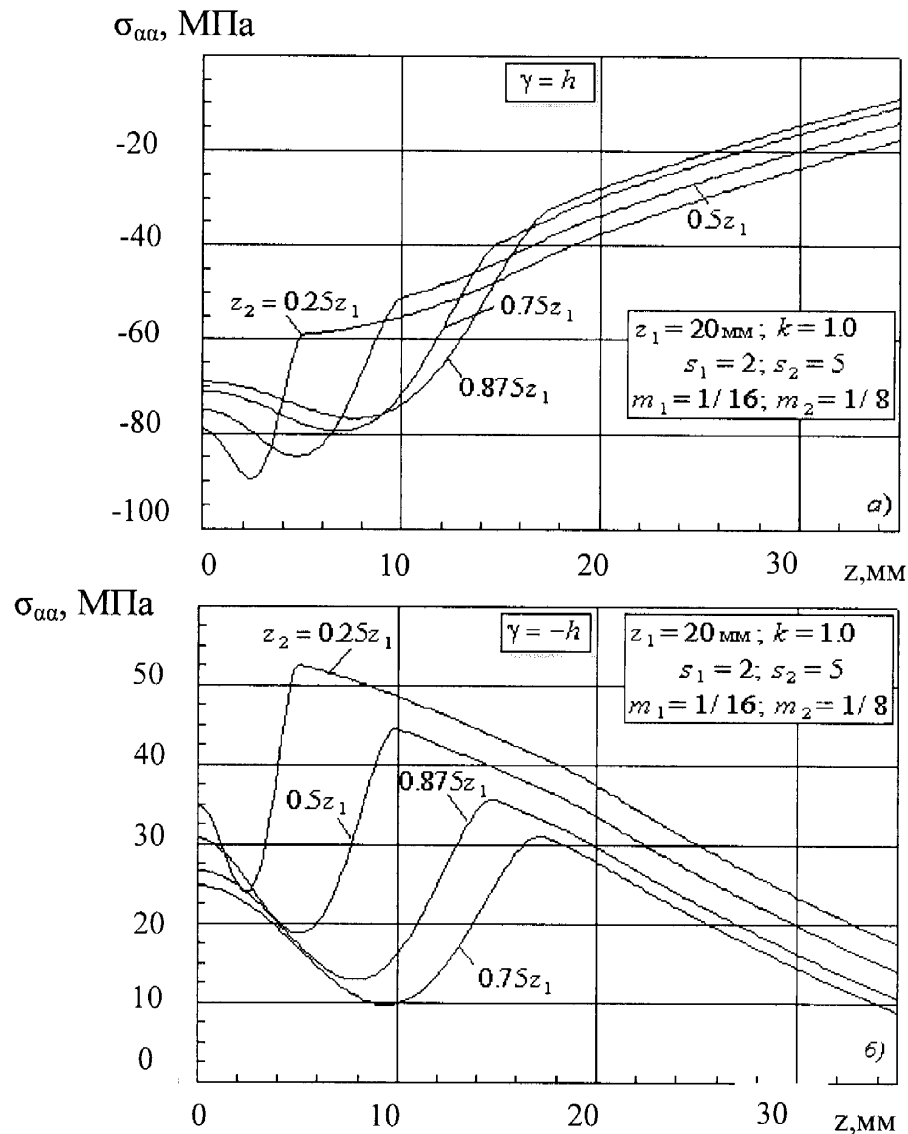


Рис. 3.9. Вплив ширини зони (z_2) осьових пластичних деформацій $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$ на величину осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

На основі наведених на рис. 3.10 графіків, можна зробити висновок, що зі збільшенням величини колових пластичних деформацій і їх градієнтів вздовж твірної труби (зростання параметра s_1) максимальні розтягальні колові залишкові напруження на зовнішній і внутрішній поверхнях труби зростають майже пропорційно до збільшення максимальних деформацій.

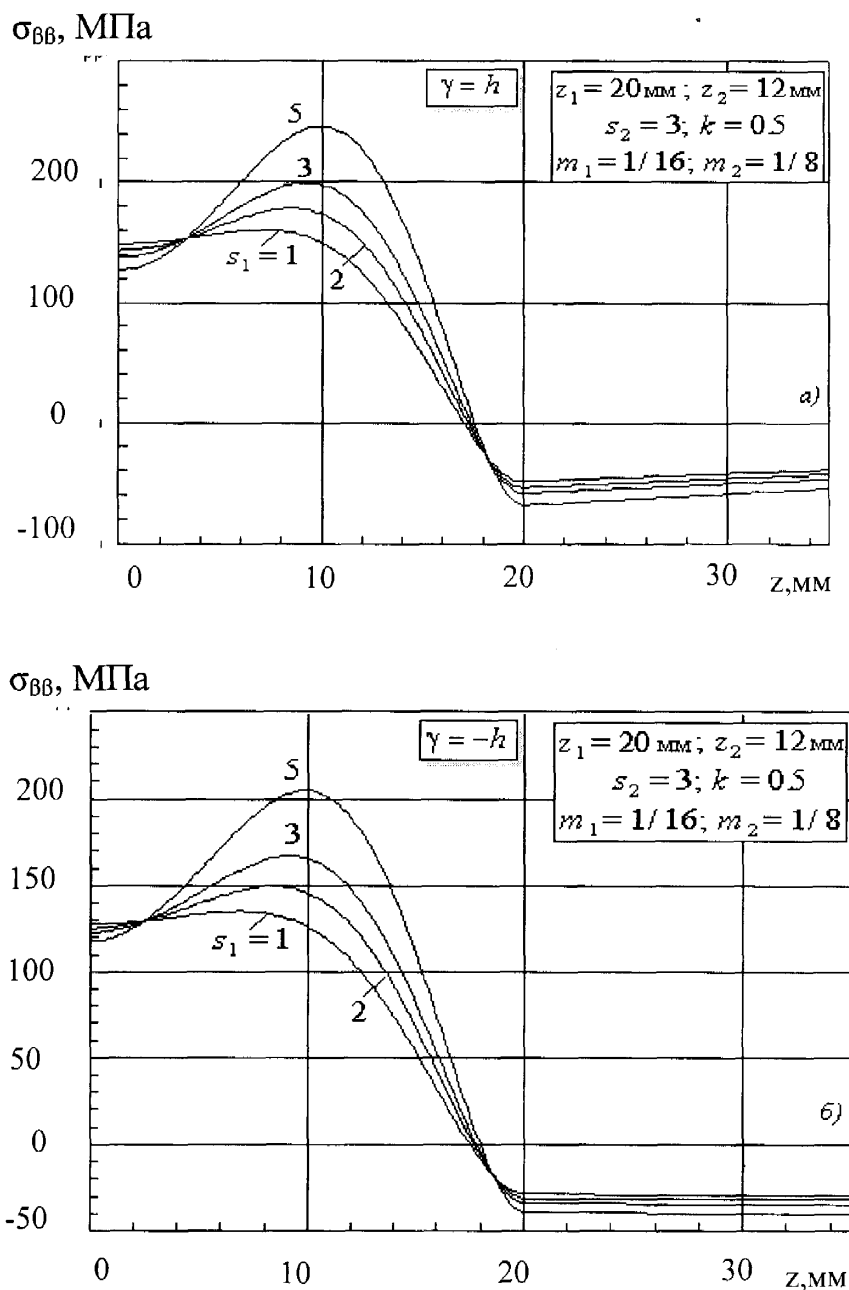


Рис.3.10. Залежність величини колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби від різних значень параметра s_1

Як видно із графіків, зображених на рис. 3.11, зростання градієнтів колових пластичних деформацій вздовж твірної труби (збільшення параметра s_1) зумовлює збільшення осьових напружень на її внутрішній поверхні і стискальних напружень на зовнішній поверхні.

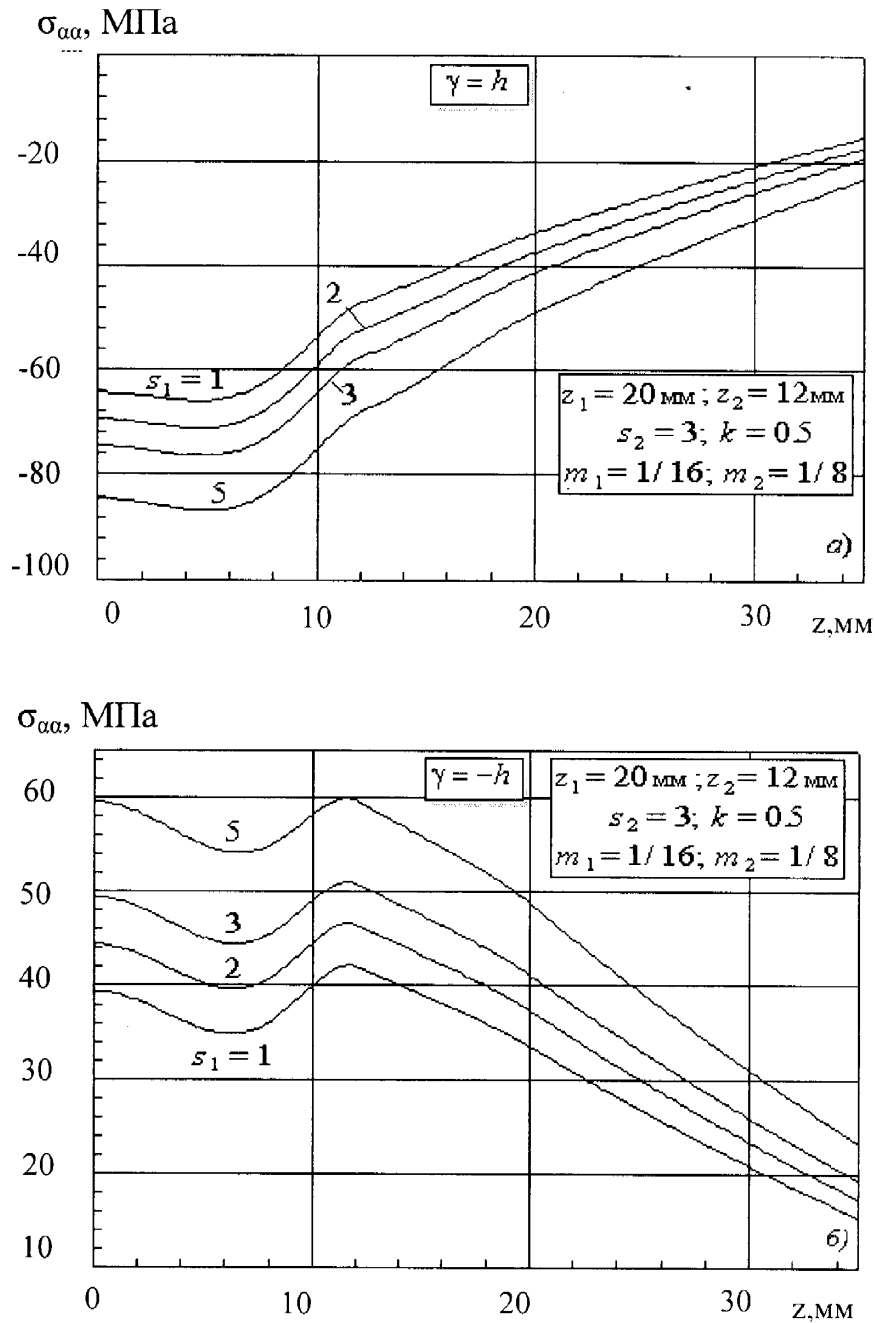


Рис. 3.11. Залежність величини осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби від різних значень параметра s_1

Аналіз впливу збільшення параметра s_2 (див. рис. 3.12), що характеризує зростання величини осьових деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$ і їх градієнтів вздовж твірної труби, в межах $1 \leq s_2 \leq 12$ майже не впливає на величину колових залишкових напружень на зовнішній поверхні труби і незначно впливає на величину колових напружень на її внутрішній поверхні.

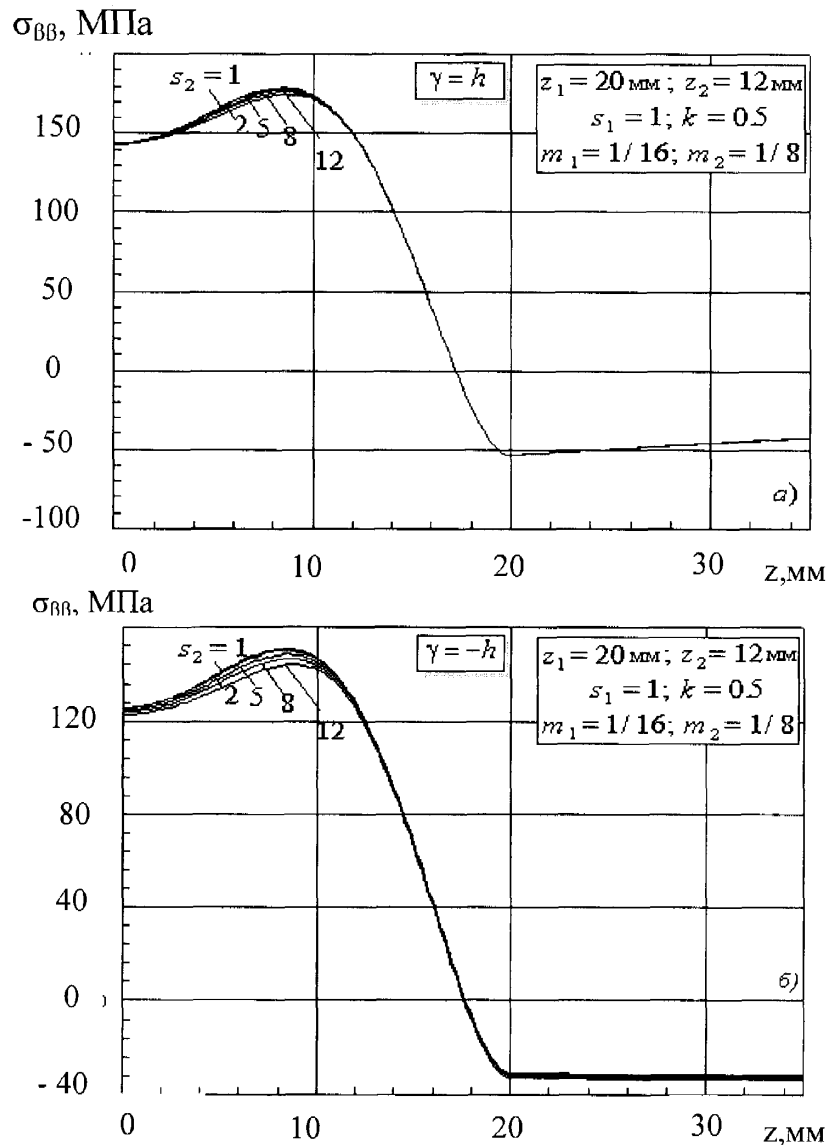


Рис. 3.12. Залежність величини колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби від різних значень параметра s_2

На основі наведених на рисунках 3.13 графіків можна зробити висновок, що збільшення величини і градієнтів осьових залишкових деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$ (зростання значень параметра s_2) в незначній мірі впливає на величину стискальних осьових напружень на зовнішній поверхні труби. Розтягальні осьові напруження на внутрішній поверхні труби зі зростанням параметра s_2 зменшуються, що сприяє розвантаженню кореневого шва.

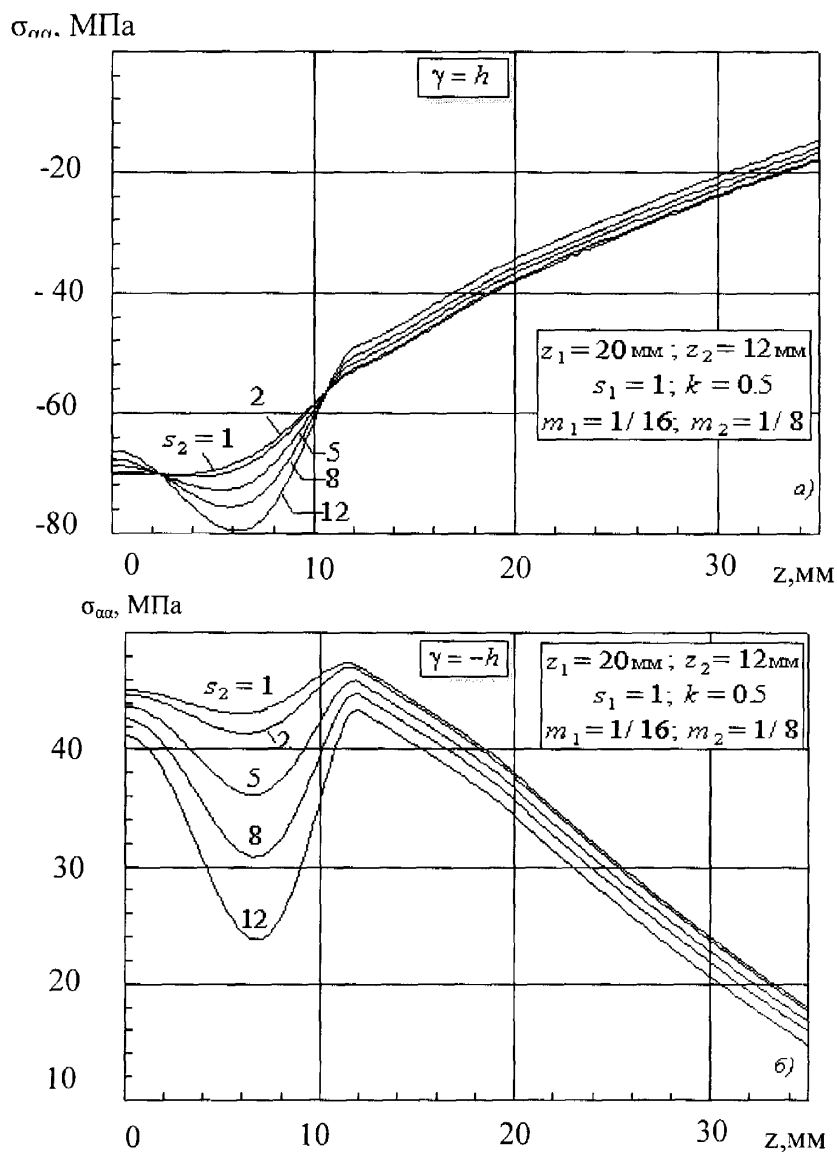


Рис. 3.13. Залежність величини осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби від різних значень параметра s_2

Наведені на рисунку 3.14 графіки показують, що зростання перепаду колових деформацій $e_{\beta\beta}^0$ по товщині труби (збільшення параметра m_1) зумовлює незначне збільшення колових напружень на зовнішній поверхні труби і призводить до істотного зменшення розтягальних колових напружень на її внутрішній поверхні.

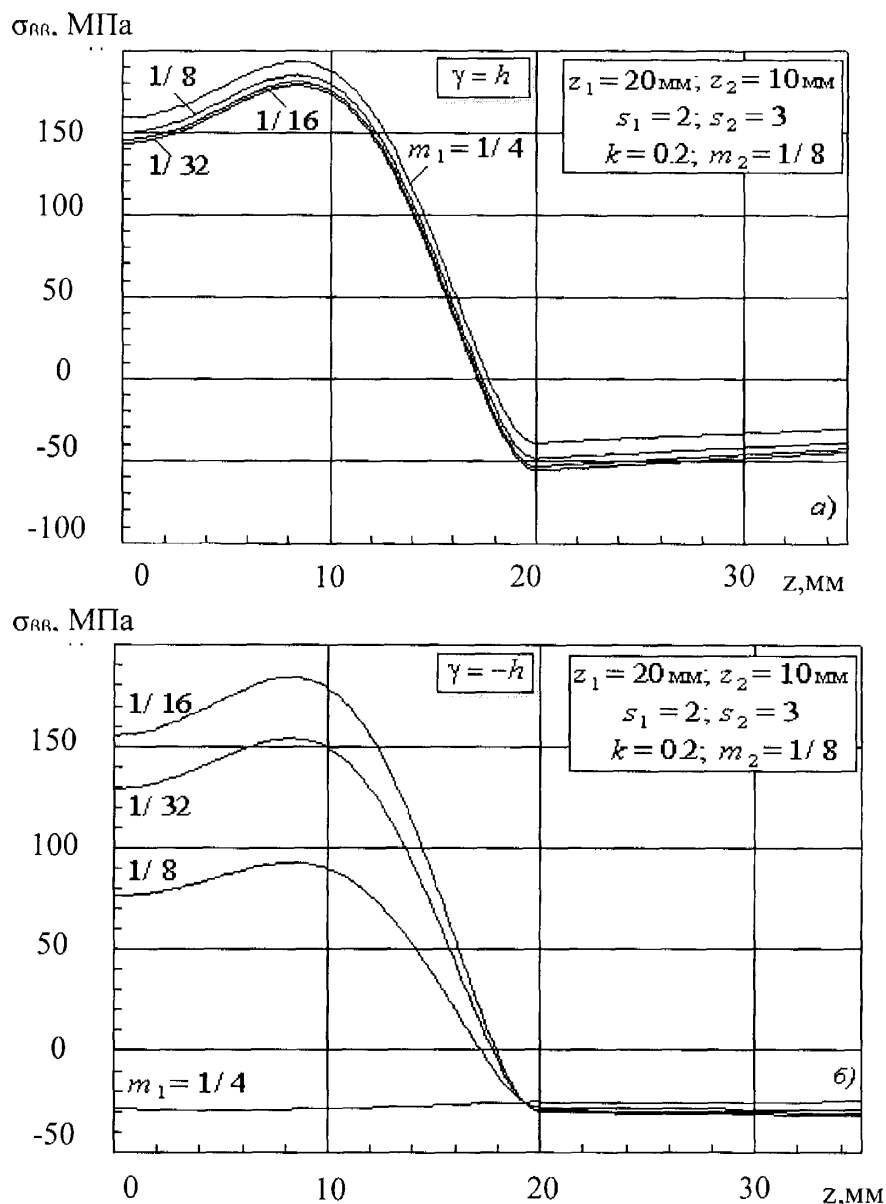


Рис. 3.14. Вплив величини параметра m_1 на розподіл колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

Аналіз впливу перепаду по товщині труби колових деформацій $\epsilon_{\beta\beta}^0$ на величину і розподіл осьових залишкових напружень дозволяє зробити висновок, що його зростання (збільшення параметра m_1) призводить до істотного зменшення розтягальних осьових напружень на внутрішній та стискальних на зовнішній поверхнях труби. (рис. 3.15).

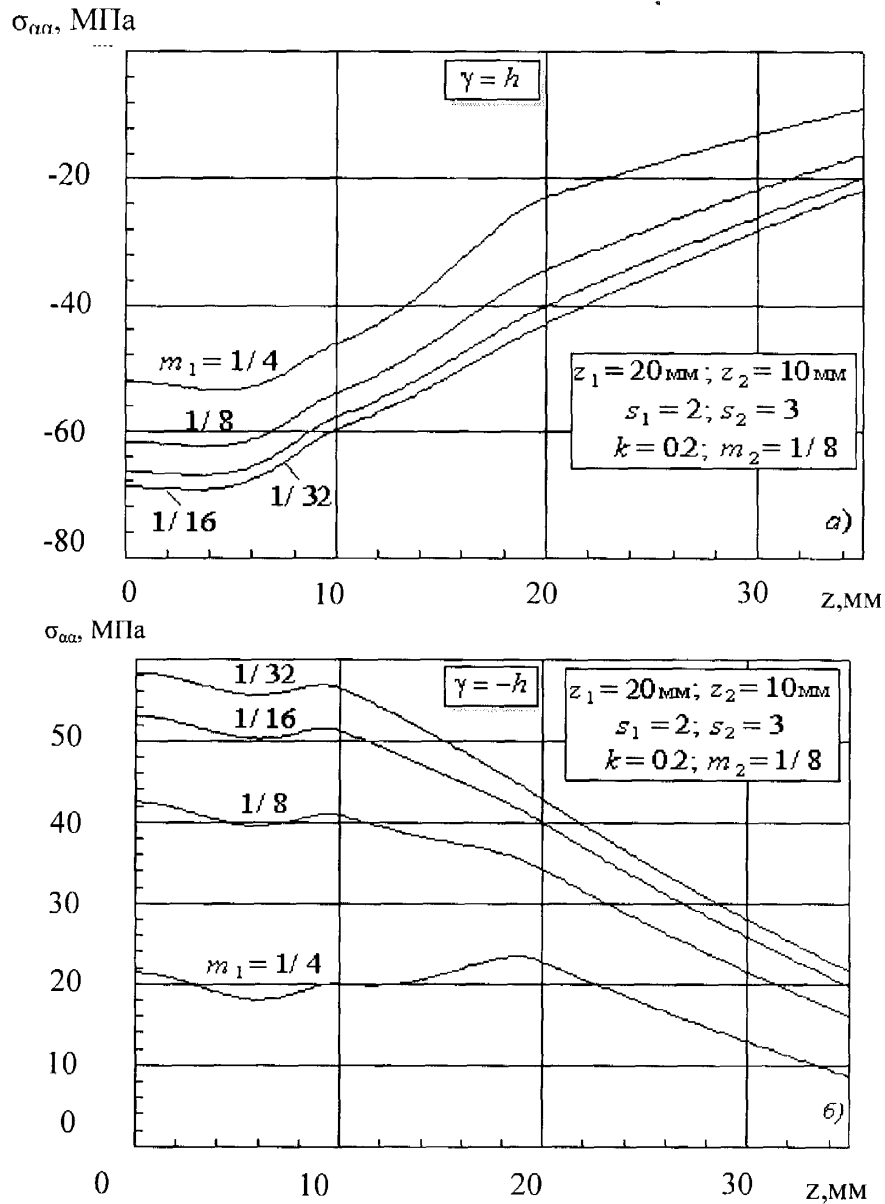


Рис. 3.15. Вплив величини параметра m_1 на розподіл осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

Аналіз результатів дослідження впливу зростання градієнта осьових залишкових деформацій по товщині труби (збільшення параметра m_2), графічно зображених на рис. 3.16, показує, що зміна параметра m_2 неістотно впливає на величину і характер розподілу колових напружень на зовнішній і внутрішній поверхнях труби.

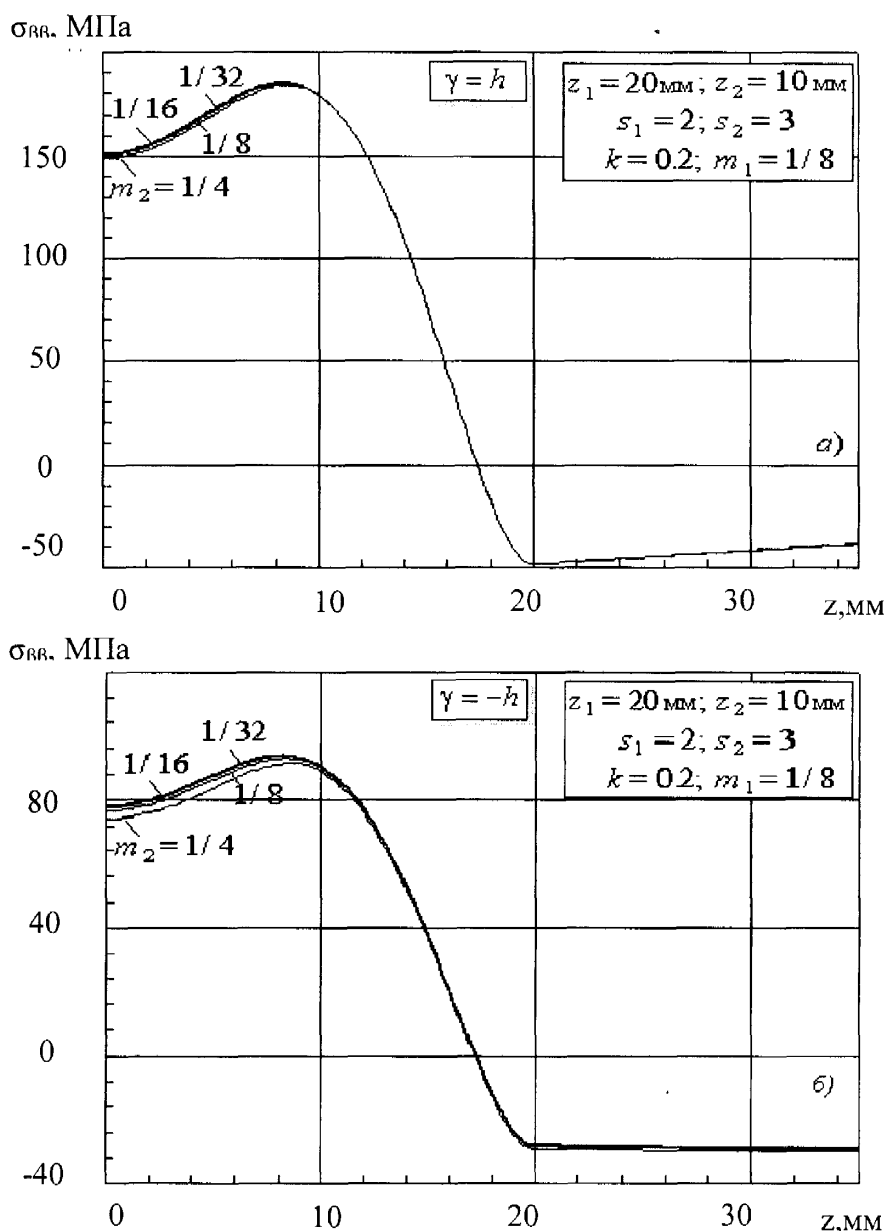


Рис. 3.16. Вплив величини параметра m_2 на розподіл колових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

Результати аналізу графічного матеріалу по дослідженню впливу градієнта осьових залишкових деформацій $e_{\alpha\alpha}^0$ (параметра m_2) на розподіл і величину осьових залишкових напружень (рис. 3.17) дозволяють зробити висновок, що його збільшення неістотно змінює величину осьових напружень на зовнішній поверхні труби і зумовлює зменшення цих напружень на її внутрішній поверхні.

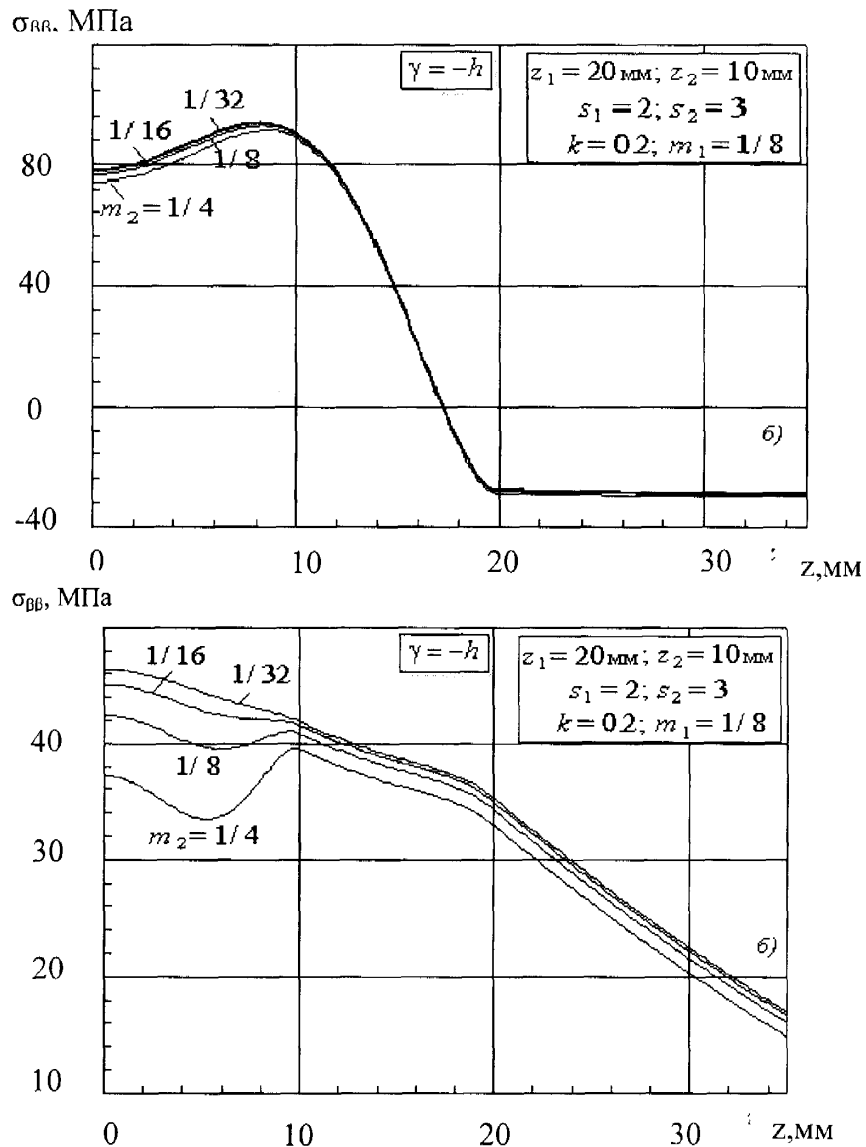


Рис. 3.17. Вплив величини параметра m_2 на розподіл осьових залишкових напружень на зовнішній (а) і внутрішній (б) поверхнях труби

Висновки до розділу 3

В даному розділі для залишкових деформацій $\epsilon_{\beta\beta}^0$ і $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$, що апроксимовані функціями (2.5), (2.6), на основі виразів для обчислення залишкових напружень (2.12)–(2.15) проведено числовий аналіз розв'язків прямої задачі для заданої множини параметрів ϵ_i^* , k , s_i , m_i , α_i і на цій основі оцінено вплив ширини зони пластичних деформацій та їх градієнтів вздовж твірної і по товщині труби на напружений стан у зварному з'єднанні. Показано що:

- зростання перепаду колових деформацій $\epsilon_{\beta\beta}^0$ по товщині труби зумовлює незначне збільшення колових напружень на її зовнішній поверхні і призводить до істотного зменшення розтягальних колових і осьових напружень на внутрішній та стискальних на зовнішній поверхнях труби. Збільшення градієнта осьових деформацій $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$ в напрямку товщини труби неістотно впливає на зміну величини і розподіл вздовж твірної розтягальних колових напружень на поверхнях труби та осьових максимальних напружень на зовнішній поверхні і зумовлює зменшення осьових розтягальних напружень на внутрішній поверхні труби;
- зі збільшенням величини колових деформацій $\epsilon_{\beta\beta}^0$ і їх градієнтів вздовж твірної труби максимальні розтягальні колові напруження та осьові – на її внутрішній поверхні зростають майже пропорційно до приростів максимальних деформацій і таким же чином збільшуються стискальні залишкові напруження на зовнішній поверхні. Зростання величини осьових деформацій $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$ і їх градієнтів вздовж твірної труби майже не впливає на величину колових залишкових напружень на зовнішній поверхні труби та незначно впливає на величину колових розтягальних

на внутрішній та осьових напружень на зовнішній поверхнях труби і призводить до зменшення розтягальних осьових напружень на внутрішній поверхні труби;

- для однакової ширини зон колових $\epsilon_{\beta\beta}^0$ і осьових $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$ залишкових деформацій зі збільшенням їх величини розтягальні колові залишкові напруження на поверхнях труби та стискальні на її зовнішній поверхні спадають, а осьові на внутрішній поверхні зростають. Зменшення ширини зони осьових деформацій $\epsilon_{\alpha\alpha}^0$, при фіксованій ширині зони колових деформацій $\epsilon_{\beta\beta}^0$, неістотно впливає на величину і розподіл колових залишкових напружень на поверхнях труби і може зумовити значне зростання величини осьових напружень на внутрішній поверхні труби біля зварного шва;
- збільшення параметра k , що характеризує відношення величини осьових до колових пластичних деформацій на лінії шва на зовнішній поверхні труби, зумовлює зменшення колових і осьових розтягальних напружень на поверхнях труби і зростання стискальних осьових напружень на її зовнішній поверхні.

РОЗДІЛ 4

ДІАГНОСТУВАННЯ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ В ЗОНІ КІЛЬЦЕВИХ ЗВАРНИХ ШВІВ ТРУБОПРОВОДІВ РОЗРАХУНКОВО- ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНИМ СПОСОБОМ З ВИКОРИСТАННЯМ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО МЕТОДУ

В даному розділі для напруженого стану біля кільцевого багат шарового зварного шва МТ за допомогою співвідношень, отриманих в попередніх розділах, використано експериментальну інформацію, здобуту електромагнітним методом. Експериментальні дані отримано при дослідженні напруженого стану зварного з'єднання газопроводу «Більче–Волиця–Долина» при переході через р. Стрий змонтованого з труби фірми Mannesmann ($\text{Ø}1420 \times 22.5$ мм; матеріал – сталь X70; $E = 2.1 \cdot 10^5$ МПа; $\mu = 0.3$; $\sigma_B = 630$ МПа; $\sigma_T = 520$ МПа; $\varepsilon = 32\%$).

4.1. Визначення усередненої різниці головних напружень в зварному з'єднанні трубопроводу електромагнітним методом

Для отримання експериментальних даних використано методику вимірювань механічних напружень електромагнітним методом в трубопроводах газового і нафтового комплексу, описаному в роботі [92]. Вимірювання проводились приладом «MESTR–411» з чотирьохполюсним накладним електромагнітним перетворювачем трансформаторного типу (рис. 4.1), конструкцію якого запатентовано в Україні (патент № 17181А кл. G01L1/12, пріоритет від 19.01.96, виданий 18.03.97). Результати вимірювань цим приладом зображаються в цифровій формі у вигляді трьох розрядів з указанням знака (+, –). На основі метрологічних досліджень встановлено, що

границі допустимої похибки при вимірюванні механічних напружень в діапазоні від 0 до 250 МПа не перевищують ± 36 МПа (атестат акредитацію № ПК008-99 від 14 червня 1999 р., виданий Дніпропетровським регіональним державним наукового-технічним центром стандартизації, метрології та сертифікації).

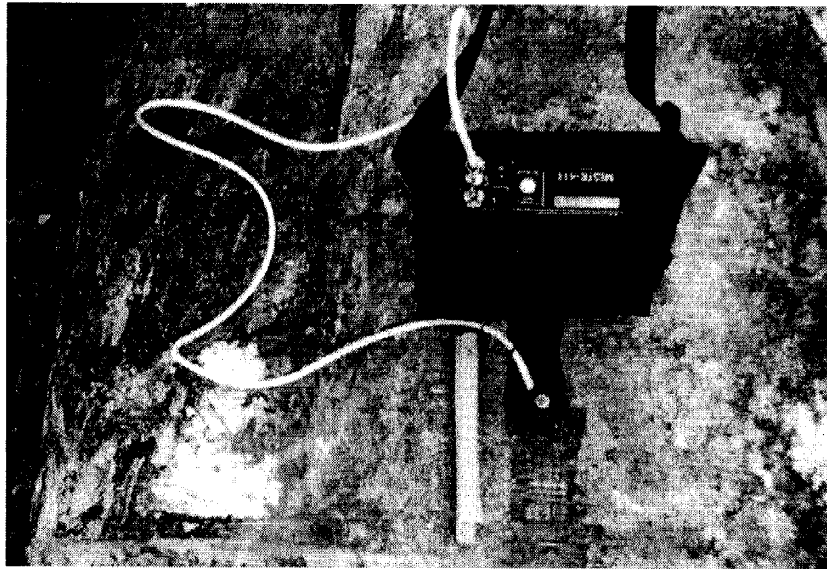


Рис. 4.1. Прилад «MESTR-411»

Прилад «MESTR-411» є переносним універсальним пристроєм, який призначений для експлуатації у польових та стаціонарних умовах. Конструкція електромагнітного перетворювача дозволяє вимірювати магнітні характеристики на поверхні труби у взаємно перпендикулярних напрямках і не потребує спеціальної підготовки досліджуваної поверхні. При цьому поверхня елементів конструкцій може бути покрита неметалевим покриттям (лаки, фарби тощо) товщиною до 0.3 мм.

Тарування (градування) приладу проводять при одновісному розтягу, використовуючи плоский зразок, виготовлений із сталі тієї ж марки, що і досліджуваний об'єкт. Орієнтовне співвідношення розмірів зразка зображено на рис. 4.2.

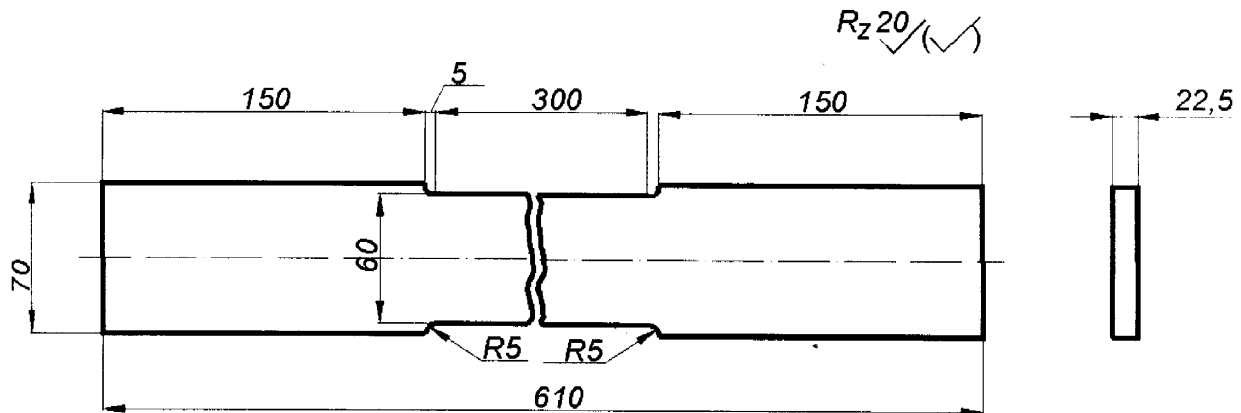


Рис. 4.2. Тарувальний зразок

Товщина зразка $5 \div 30$ мм. Його закріплюють в розривній машині, встановлюють в середній частині зразка електромагнітний перетворювач і проводять вимірювання при різних рівнях навантаження. Напруження в зразку визначають як співвідношення навантаження до площі поперечного перерізу зразка.

В процесі навантаження для кожного приросту напружень на величину 0.1 від межі текучості σ_T визначають покази приладу. Навантажують зразок до виникнення в ньому напружень, величина яких дорівнює $0.8 \sigma_T$. За результатами вимірювань визначають тарувальний коефіцієнт T , як середній приріст напружень на одиницю показів приладу:

$$T = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \frac{\Delta \sigma_i}{\Delta N_i}. \quad (4.1)$$

Тут ΔN_i – приріст показів приладу, що відповідає приросту напружень $\Delta \sigma_i$; n – число вимірювань при навантаженні.

Вимірювання проводяться в наступній послідовності. Спочатку в центрі зразка без напружень з обидвох боків розмічають дві взаємоперпендикулярні осі вимірювань 1 і 2 (вздовж і поперек зразка) і знімають вздовж них покази приладів, які позначають N_{10} і N_{20} відповідно. Далі східчасто збільшують навантаження з кроком $\Delta \sigma = 0.1 \sigma_T$ і фіксують

покази приладу N_{1i}, N_{2i} ($i = \overline{1, n}$). При цьому вимірювання проводять з одного і другого боку зразка і беруть їх середнє значення. Потім розраховують зміну магнітного потоку, викликаного напруженням за формулою

$$N_i = \frac{1}{2}[(N_{1i} - N_{2i}) - (N_{10} - N_{20})], \quad i = \overline{1, n}. \quad (4.2)$$

При використанні електромагнітного методу, як і інших фізичних методів, для вимірювання механічних напружень у трубопроводах, на результати вимірювань впливає деформування зерен металу в напрямку прокатування листа – текстура. Тому після проведення вимірювань отримують сумарні значення показів приладу від діючих напружень і від впливу текстури (N_{1i}, N_{2i}). Для того, щоб відділити вплив текстури, необхідно визначити початкові (відлікові) покази приладу (N_{10}, N_{20}) для даного трубопроводу із даної марки сталі. Для визначення початкових показів приладу доцільно використовувати аварійний запас труб, або частини труб, вирізані під час ремонтних робіт.

При вимірюванні залишкових напружень біля зварних швів необхідно також враховувати, що в зоні термічного впливу (ЗТВ), зумовленої зварюванням, змінюється структура матеріалу, яка впливає на його магнітні властивості, а отже і на результати вимірювань. Тому в цій зоні після проведення вимірювань отримують сумарні значення показів приладу (N_{1i}, N_{2i}) від діючих напружень, впливу текстури та впливу структурних перетворень, нижче для урахування впливу структурних перетворень, на початкові покази приладу використано зразки зі зварним швом [10] після зняття залишкових напружень.

В даній роботі для визначення тарувального коефіцієнта T використано зразок із сталі X70 (рис. 4.3), який було виготовлено із основного металу

(ОМ) частини труби, вирізаної під час ремонтних робіт. Площа поперечного перерізу зразка $S = 60 \times 22,5 = 1350 \text{ мм}^2$.

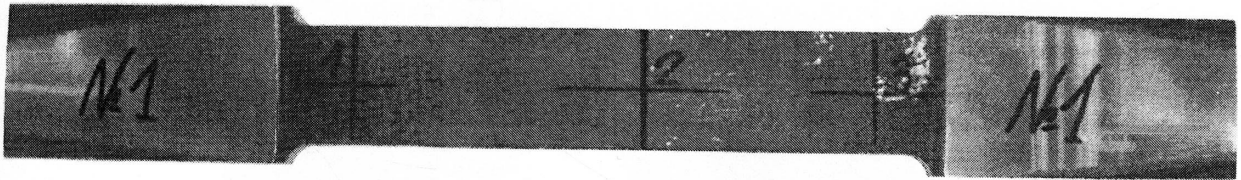


Рис.4. 3. Тарувальний зразок із сталі Х70

Тарування зразка проведено на атестованій розривній машині (рис. 4.4) в Фізико-механічному інституті ім. Г.В. Карпенка НАН України. Результати тарування подано в табл. 4.1.

Таблиця 4.1

Визначення тарувального коефіцієнта

№ п/п	F_i (кг)	σ (МПа)	$\Delta\sigma_i$ (МПа)	N_i	ΔN_i (ΔA_i)	$T_i = \frac{\Delta\sigma_i}{\Delta N_i}$
1	10000	72.67	-	55		
2	15000	109.00	36,33	84	29	1,252
3	20000	145.33	36,33	112	28	1,298
4	25000	181.67	36,33	142	30	1,211
5	30000	218.00	36,33	168	26	1,397
6	35000	254.33	36,33	197	32	1,135
7	40000	290.66	36,33	225	28	1,298
8	45000	327.00	36,33	252	27	1,346
9	50000	363.33	36,33	280	28	1,298

Для даної сталі і встановленої чутливості приладу «MESTR-411»

тарувальний коефіцієнт $T = \frac{1}{8} \sum_{i=1}^8 T_i = 1.27$.



Рис. 4.4. Тарування зразка на розривній машині

Для оцінки похибок вимірювання за допомогою приладу «MESTR-411» було проведено вимірювання напружень на зображеному на рис. 4.5 дослідному устаткуванні у вигляді зварного резервуара із сферичними

днищами для моделювання напруженого стану в околі зварних з'єднань та корозійних пошкоджень трубопроводів.

На деякій відстані від зварного шва наклеювались тензорезистори і за допомогою водяної помпи в резервуарі створювався внутрішній тиск різного рівня. Для кожного з цих рівнів за допомогою тензорезисторів вимірювались колові $\sigma_{\beta\beta}$ і осьові $\sigma_{\alpha\alpha}$ напруження в резервуарі. Величина цих напружень також обчислювалась за відомими формулами

$$\sigma_{\beta\beta} = \frac{PR}{2h}, \quad \sigma_{\alpha\alpha} = \frac{PR}{4h}, \quad (4.3)$$

де R – радіус серединної поверхні циліндричної частини резервуара.

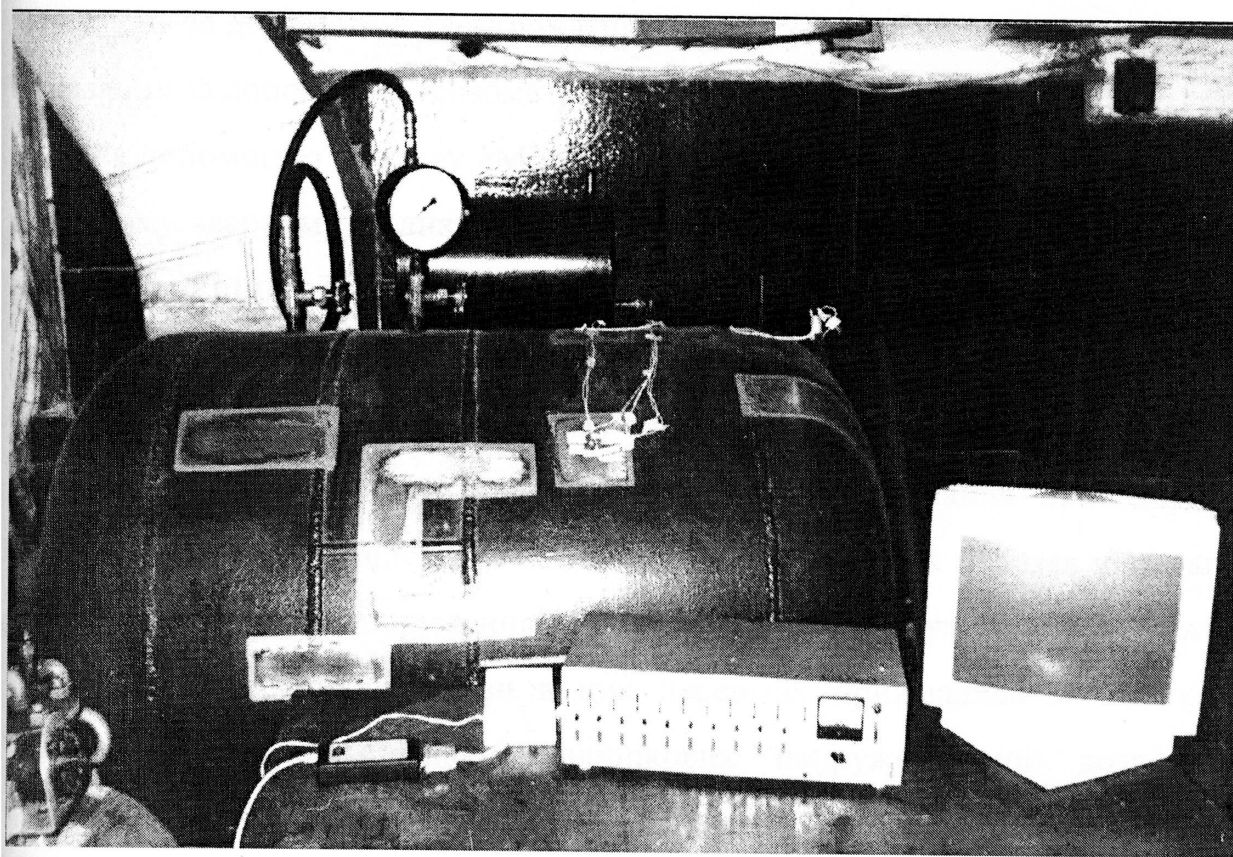


Рис. 4.5. Дослідне устаткування для моделювання напруженого стану в околі зварних з'єднань

Поряд з тензодавачами встановлювався електромагнітний перетворювач приладу «MESTR-411» і для різних рівнів напружень в резервуарі фіксувались покази приладу вздовж направляючої і твірної циліндра.

Спочатку фіксувались покази приладу у ненавантаженому стані $P = 0$ (N_{10}, N_{20}), а потім для різних значень тиску $P = P_i$ (N_{1i}, N_{2i}). За допомогою перших п'яти вимірювань під тиском (колові напруження змінювались від 80 до 160 МПа) визначався тарувальний коефіцієнт. Потім для колового напруження $\sigma_{\beta\beta}^P = 220$ МПа було проведене контрольне вимірювання. Серія таких вимірювань повторялась три рази, усереднювалась і в результаті було встановлено, що похибка при одержанні величини різниці головних напружень за допомогою електромагнітного методу і різниці цих напружень отриманих за допомогою тензометрії не перевищувала 12%.

За допомогою приладу «MESTR-411» проведено також вимірювання в кільцевому зварному з'єднанні газопроводу «Більче-Волиця-Долина», який знаходився під дією внутрішнього тиску $P = 4.5$ МПа. Вимірювання проводились в поперечних перерізах, симетрично розташованих відносно середнього перерізу шва, в якому вибрано початок координат. Крім перерізів, розташованих в зоні зварного шва вимірювання проводились також в перерізах на відстані 500 мм від шва, в яких, як показав числовий аналіз, залишковими напруженнями в порівнянні з експлуатаційними можна знехтувати. Усереднені покази в цих перерізах приймались за відлікові (початкові) при вимірюванні залишкових напружень, що дозволило відділити вплив експлуатаційного навантаження на сумарні величини показів приладу в зварному з'єднанні.

Для урахування впливу структурних перетворень в зоні термічного впливу на початкові покази вимірювань з частини труби вирізають зразки зі зварним швом (рис. 4.6).

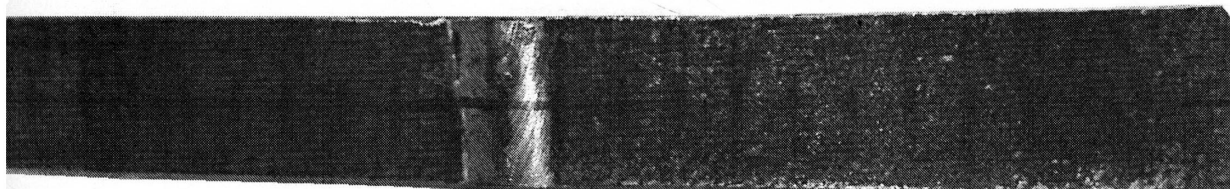
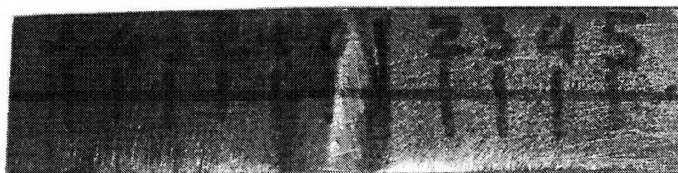


Рис. 4.6. Зразки з зоною термічного впливу

Потім термообробленням знімають в них залишкові напруження і проводять вимірювання в зоні основного металу та зоні структурних перетворень, знаходять різницю початкових показів в цих зонах і використовують її при обробленні експериментальних даних.

Вимірювання на трубопроводі проводились так. Спочатку на поверхні труби вздовж твірної (перпендикулярно до колового перерізу шва) проводились п'ять однакововіддалених між собою ліній (міток): перша – в напрямку верхньої твірної і чотири симетрично розташовані відносно неї. Далі на цих лініях відмічались точки, що знаходились на їх перетині з колами перерізів, в яких проводились вимірювання. Ці точки наносились зліва і справа від перерізу шва. В кожній точці проводилось трикратне вимірювання і результати усереднювались. Потім результати усереднювались по п'яти точках в кожному перерізі. Дальше усереднені значення за симетричними відносно лінії шва перерізами $z = \pm z_n$ приймались за розрахункові показники, на основі яких з використанням тарувального коефіцієнта обчислювалась усереднена по площі контакту

магнітного перетворювача з трубою різниця головних напружень $\sigma_+^E(z_n)$.
 Результати обробки експериментальних даних наведені в табл. 4.2.

Таблиця 4.2

Результати обробки експериментальних вимірювань, проведених на
 газопроводі

z_n , мм	0	14	16	18	20	22	24	26	500
N	191	182	180	143	116	120	116	106	$N^* = 108$
ΔN	83	59	57	35	8	12	8		
$\sigma_+^E(z_n)$, МПа	105.4	74.9	72.4	44.5	10.2	15.2	10.2	0	

4.2. Розв'язання оберненої задачі і обчислення залишкових напружень у кільцевому зварному з'єднанні трубопроводу

Після визначення усередненої різниці головних залишкових напружень $\sigma_+^E(\alpha_n)$ запишемо вирази для обчислення аналогічних усереднених величин $\sigma_+^T(\alpha_n)$ (2.21), отриманих на основі розв'язку прямої задачі. Для цього підставимо у співвідношення (2.21) вирази для обчислення кільцевих і осьових напружень (2.12)–(2.15). Тоді формулу для обчислення величини $J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i)$ в перерізах труби $\alpha = \alpha_n$ для різних значень параметрів k , α_i , m_i , s_i по даних у вигляді

$$\begin{aligned}
J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i) = & \frac{2}{\pi r_0^2} \int_{\alpha_n - r_0}^{\alpha_n + r_0} \left\{ -\lambda \left[\frac{1}{2} \left(1 - \frac{4}{3} m_1 \right) + \frac{\mu m_1}{1 + \mu} \right] F_1(\alpha) - \right. \\
& - \frac{\gamma k m_2}{1 + \mu} F_3(\alpha) + \gamma \left[\frac{\sqrt{3(1 - \mu^2)}}{2(1 + \mu)} \left(1 - \frac{4}{3} m_1 \right) - \frac{\mu m_1}{\sqrt{3(1 - \mu^2)}} \right] F_2(\alpha) - \\
& - \frac{\mu k m_1}{\sqrt{3(1 - \mu^2)}} F_4(\alpha) + \left(1 + \frac{2\mu m_1}{3(1 + \mu)} \right) \varphi_1(\alpha) S_1^0(\alpha) + \\
& \left. + \frac{3k m_1}{3(1 + \mu)} \varphi_2(\alpha) S_2^0(\alpha) \right\} \sqrt{r_0^2 - (\alpha - \alpha_n)^2} d\alpha. \tag{4.4}
\end{aligned}$$

Тоді вираз для функціоналу (2.20) в даному випадку запишемо так:

$$g(\mathcal{E}_1^*, k, \alpha_i, m_i, s_i) = \sum_{n=1}^{n_1} p_n \left[\sigma^* J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i) - \sigma_+^E(\alpha_n) \right]^2, \tag{4.5}$$

де $\sigma^* = E\mathcal{E}_1^*$.

Мінімізуючи тепер функціонал (4.5) продиференціюємо g по параметру σ^* (або \mathcal{E}_1^*) і прирівняємо похідну до нуля. В результаті отримаємо

$$\sigma^* \sum_{n=1}^{n_1} p_n \left[J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i) \right]^2 - \sum_{n=1}^{n_1} p_n \sigma_+^E(\alpha_n) J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i) = 0. \tag{4.6}$$

З цього рівняння визначаємо параметр σ^*

$$\sigma^*(k, \alpha_i, m_i, s_i) = \frac{\sum_{n=1}^{n_1} p_n \sigma_+^E(\alpha_n) J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i)}{\sum_{n=1}^{n_1} p_n \left[J_+^T(\alpha_n; k, \alpha_i, m_i, s_i) \right]^2}, \tag{4.7}$$

підставляємо у функціонал (4.5) і отримуємо вираз

$$g(\mathbf{k}, \alpha_i, \mathbf{m}_i, s_i) = \sum_{n=1}^{n_1} P_n \left[\sigma^*(\mathbf{k}, \alpha_i, \mathbf{m}_i, s_i) \mathbf{J}_+^T(\alpha_n; \mathbf{k}, \alpha_i, \mathbf{m}_i, s_i) - \sigma_+^E(\alpha_n) \right]^2. \quad (4.8)$$

Далі врахувавши результати аналізу впливу різних значень параметрів k, α_i, m_i, s_i на величину і розподіл залишкових напружень у зварному з'єднанні, отримані в розділі 3, методом перебору знаходимо такі числові значення параметрів k, α_i, m_i, s_i , які забезпечують найменшу величину функціонала (4.8). Залежність величини функціонала g від ширини зони пластичних деформацій ($z_1 = \alpha_1 R$) для деяких значень інших параметрів зображена на рис. 4.7–4.10.

В процесі обчислень співставляються значення величин $\sigma_+^E(\alpha_n)$ і $\sigma_+^E(\alpha_n)$ для різних значень параметрів k, α_i, m_i, s_i і числові значення параметрів, які задовольняють заданій точності, приймаються за розрахункові. На основі проведеної мінімізації функціонала (4.8) для $p_1 = 1$, $p_2 = 1$, $p_3 = 1$, $p_4 = 0.6$, $p_5 = 0.3$, $p_6 = 0.4$, $p_7 = 0.3$, $p_8 = 0.2$, одержано такі значення невідомих параметрів: $\xi_1^* = 4 \cdot 10^{-4}$; $k = 1,5$; $z_1 = 22,5$ мм ($\alpha_1 = 0,032$); $z_2 = 12$ мм ($\alpha_2 = 0,017$); $m_1 = 0,08$; $m_2 = 0,15$; $s_1 = 4$; $s_2 = 5$. Знайдені значення цих параметрів підставлено в формули (2.14, 2.15) і обчислено колові $\sigma_{\beta\beta}$ та осьові $\sigma_{\alpha\alpha}$ напруження на поверхнях труби, графіки яких зображені на рис. 4.11. Графік усередненої різниці головних напружень σ_+^T зображено на рисунку кривою 1. Результати експериментальних вимірювань σ_+^E на рис. 4.11 позначені - *.

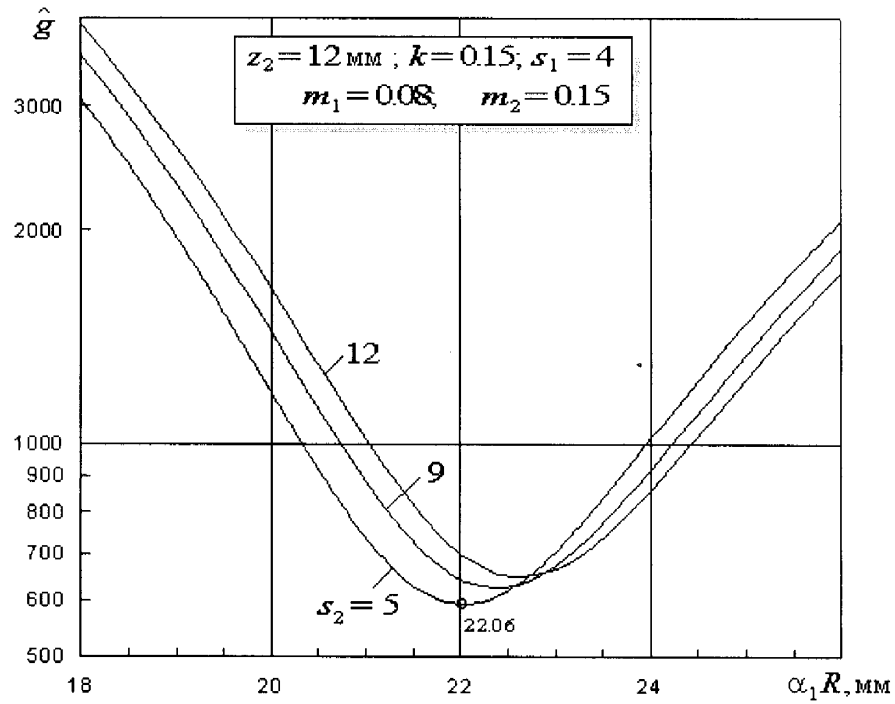


Рис. 4.7. Вплив параметра s_2 на величину функціонала g

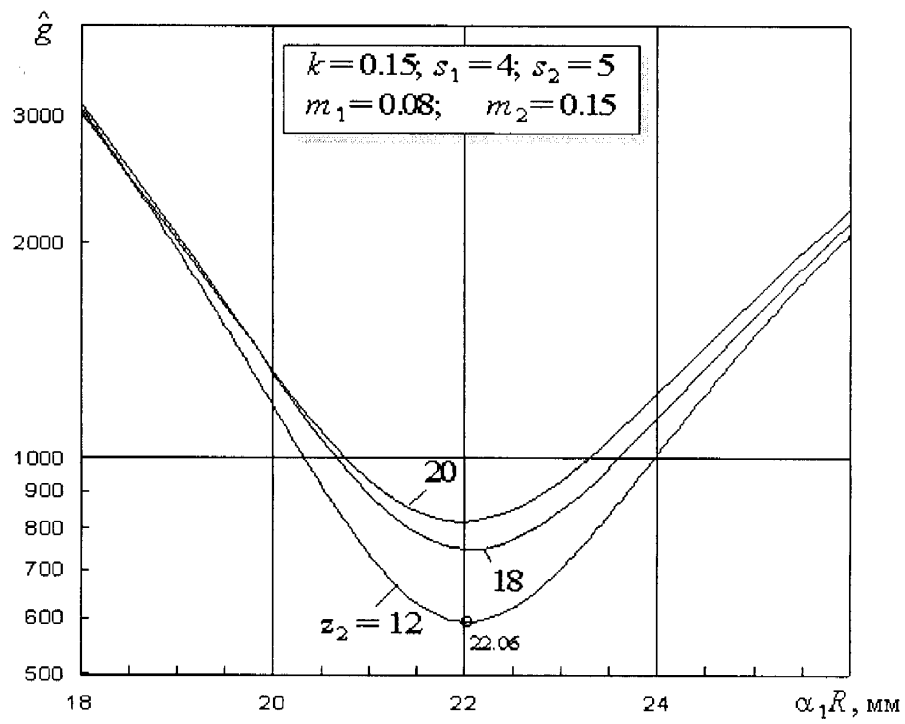


Рис. 4.8. Вплив параметра α_2 на величину функціонала g

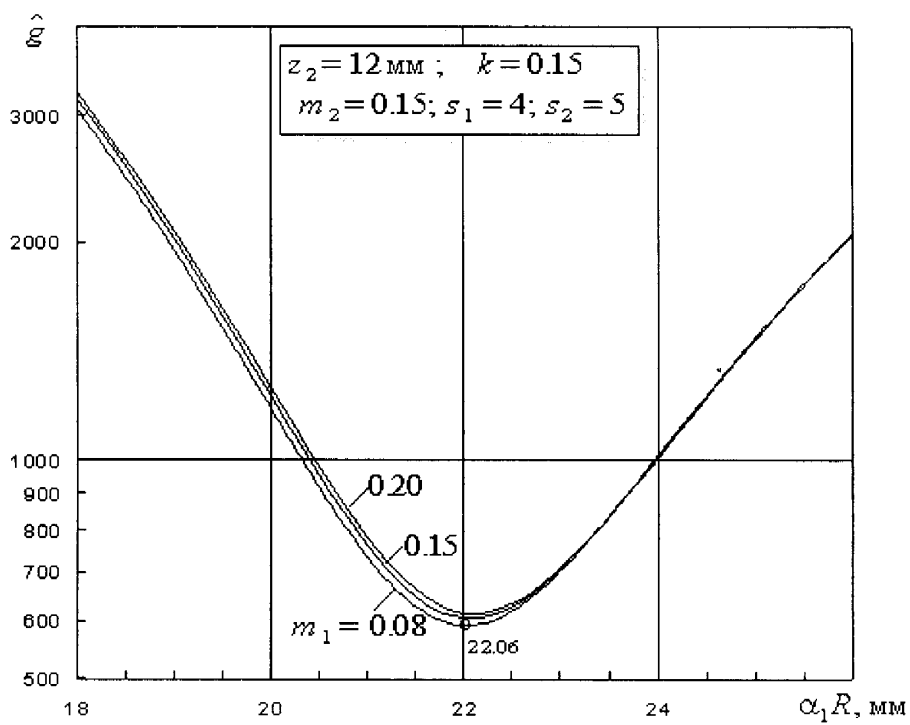


Рис. 4.9. Вплив параметра m_1 на величину функціонала g

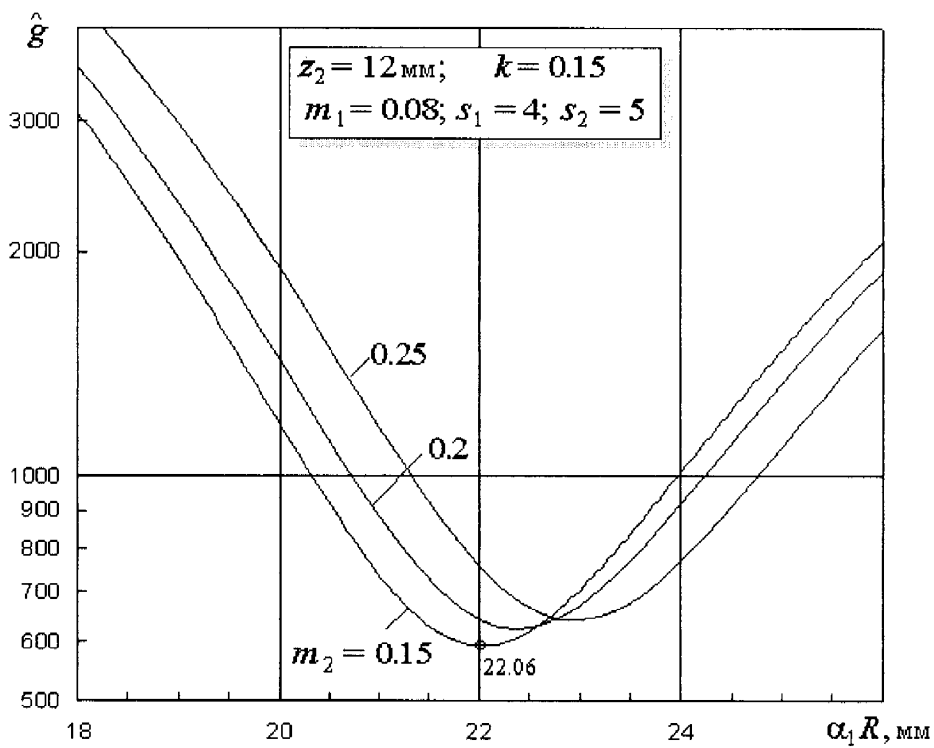


Рис. 4.10. Вплив параметра m_2 на величину функціонала g

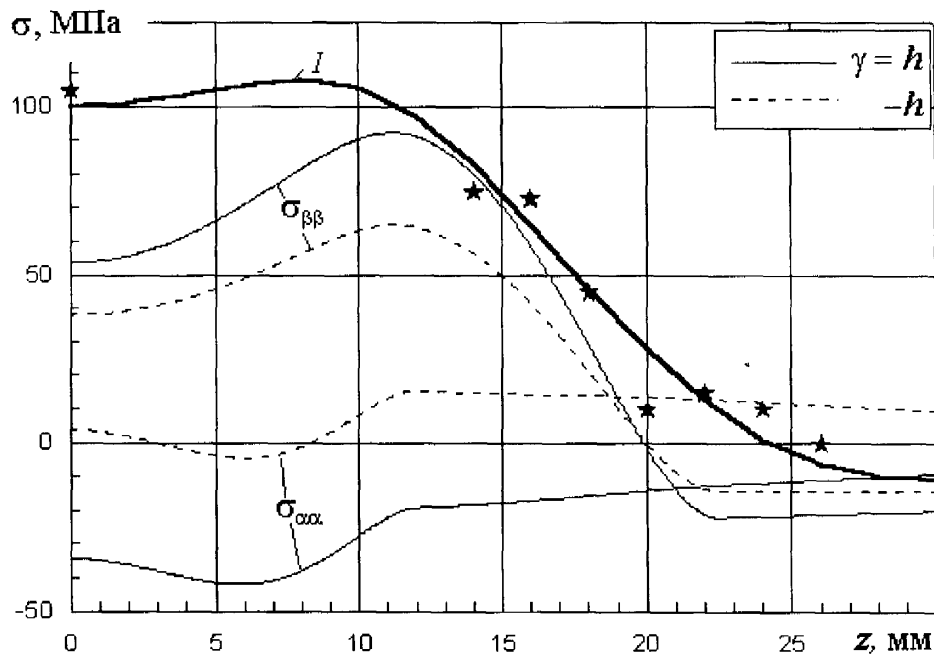


Рис. 4.11. Залежність напружень на поверхні труби від відстані до осі зварного шва газопроводу

Аналіз наведених графіків показує, що колові залишкові напруження для розглянутого кільцевого багат шарового зварного шва є розтягальні біля шва і з віддаленням від осі шва вони переходять у стискальні. Осьові напруження при віддаленні від осі шва розтягальні на внутрішній і стискальні на зовнішній поверхнях. Одержана експериментально усереднена величина різниці головних напружень σ_+^E на зовнішній поверхні труби може значно перевищувати рівень максимальних залишкових напружень.

Висновки до розділу 4

Розрахунково-експериментальним способом з використанням електромагнітного методу встановлено величину і розподіл залишкових напружень біля багат шарового кільцевого зварного шва магістрального газопроводу. З цією метою:

- приладом “MESTR-411” проведено вимірювання магнітних характеристик на поверхнях труби у двох взаємноперпендикулярних напрямках і згідно з затвердженою технічним комітетом по стандартизації ТК-78 “Технічна діагностика і неруйнівний контроль” методикою опрацьовано результати експериментальних даних;

- при проведенні вимірювань в зоні термічного впливу враховано, що сумарні покази приладу викликані діючими напруженнями, впливом текстури матеріалу труби та структурних перетворень. Для урахування впливу структурних змін на початкові покази приладу використано, крім рекомендованих методикою, зразки зі зварним швом після зняття в них залишкових напружень;

- з використанням тарувального коефіцієнта, визначеного за допомогою випробувань на зразку, виготовленому із основного матеріалу, зроблено перерахунок експериментальних даних в різницю головних напружень, усереднену по площі контакту електромагнітного перетворювача з поверхнею труби;

- використавши отримані експериментальні дані, побудовано функціонал, що характеризує нев'язку між експериментальними і аналогічними теоретичними величинами, в які входять невідомі параметри, що характеризують залишкові пластичні деформації. Шляхом мінімізації даного функціонала знайдено шукані параметри і обчислено залишкові напруження в зварному з'єднанні;

- показано, що колові залишкові напруження є розтягальними біля зварного шва а з віддаленням від осі шва вони переходять у стискальні. Осьові напруження при віддаленні від осі шва є розтягальними на внутрішній і стискальними на зовнішній поверхнях. Одержана експериментально усереднена величина σ_+^E на зовнішній поверхні труби може значно перевищувати рівень максимальних залишкових напружень.

5. ПРОГНОЗУВАННЯ РОСТУ ВТОМНИХ ТРІЩИН В ЗВАРНИХ З'ЄДНАННЯХ ТРУБОПРОВОДІВ ПІД ТИСКОМ З УРАХУВАННЯМ ЗАЛИШКОВИХ НАПРУЖЕНЬ

5.1. Визначення характеристик циклічної тріщиностійкості трубної сталі та її зварного з'єднання

Представлені тут експериментальні дослідження спрямовані на побудову кінетичних діаграм втомного руйнування трубної сталі та її зварного з'єднання і визначення характеристик тріщиностійкості, необхідних для розрахунку довговічності трубопроводів на стадії росту втомних тріщин. Випробування здійснені згідно із методичними вказівками, рекомендованими стандартом [128].

Для досліджень циклічної тріщиностійкості використано компактний зразок, навантажений за силовою схемою позacentрового розтягу (рис. 5.1 і 5.2).

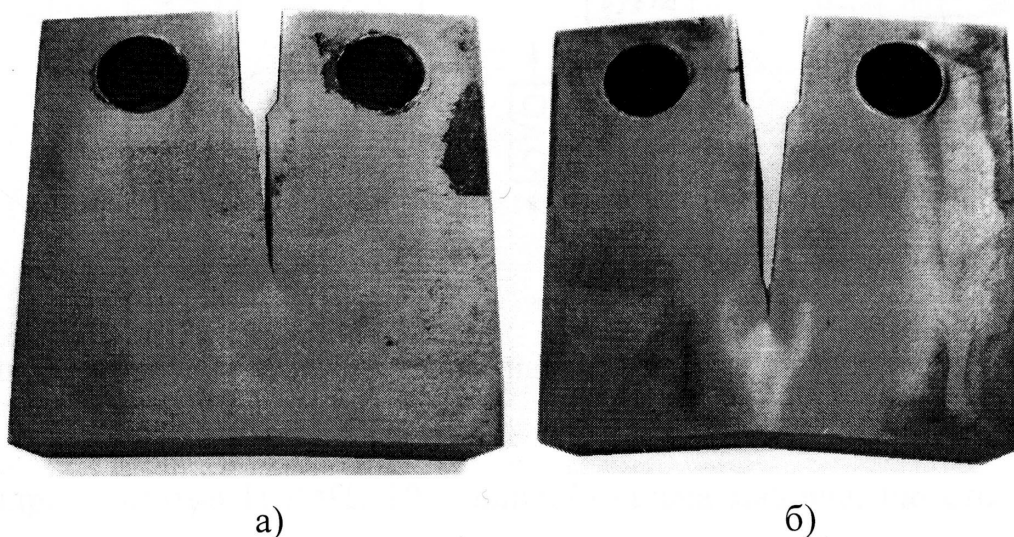


Рис.5.1. Зразок з крайовою тріщиною: а – без зварного шва; б – зі зварним швом

Відносно незначні розміри дають змогу використовувати його при обмежених габаритах заготовки. Він відзначається швидким зростанням коефіцієнта інтенсивності напружень при збільшенні довжини тріщини, високим градієнтом напружень (КІН) на лінії тріщини та дещо низькими значеннями зусиль для досягнення заданого значення K (КІН).

Зразок виготовлений згідно з ГОСТ 25.506-85. Методика для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості реалізована на машині для циклічних випробувань ЦДМПу-10 (рис. 5.3).

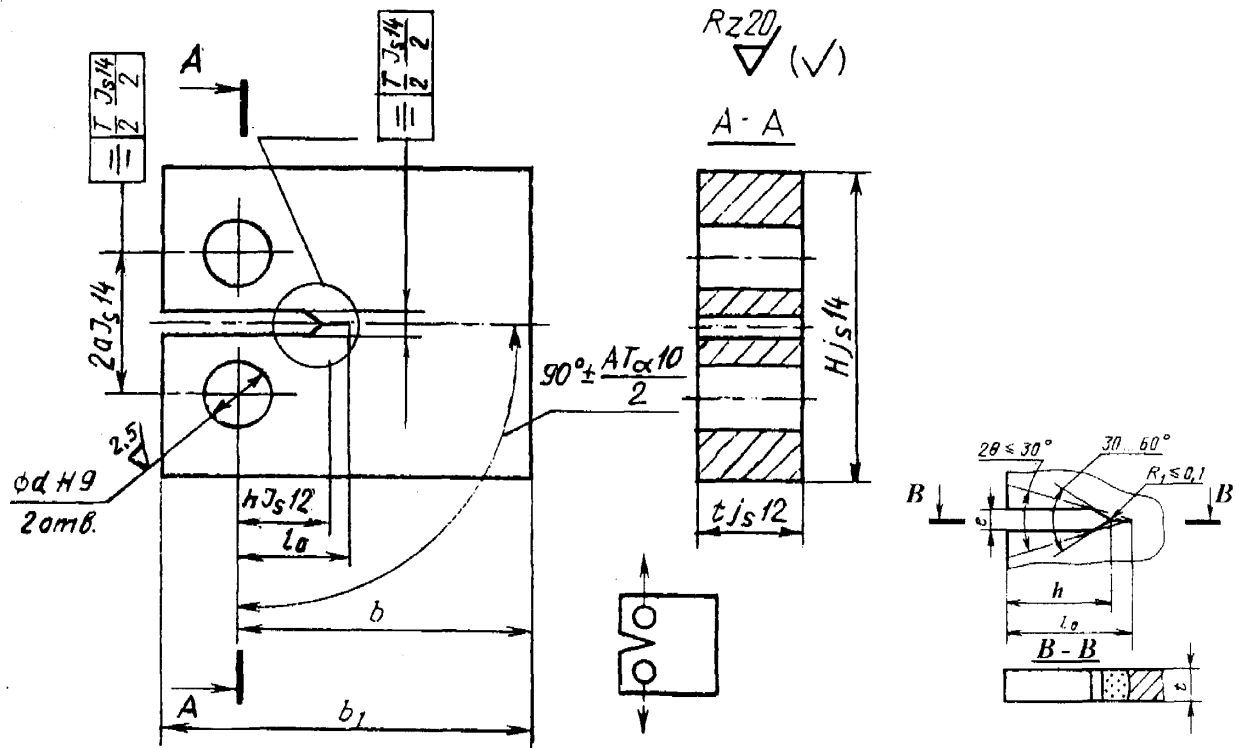


Рис. 5.2. Прямокутний компактний зразок з крайовою тріщиною для циклічних випробувань і силова схема навантаження

Гідропульсатор ЦДМПу-10 – випробувальна машина, що створює на зразку навантаження з амплітудою до 100 кН, яке змінюється циклічно. Машина має два робочих циліндри – верхній 2 і нижній 3, об'єднані в одну конструкцію двома колонами 4 і 5 з нерухомою поперечиною 6. Зразок 1

встановлюють між поперечиною 6 і тягою 7 поршня нижнього робочого циліндра 3. Тяга 7 з'єднана з тягою 8 поршня верхнього циліндра 2 двома стержнями 9 і 10, утворюючи силову раму машини. Вона може переміщатися у вертикальному напрямі відносно нерухомої поперечини 6. Від насосної установки 11 масло трубопроводами подається у верхній і нижній циліндри, а також в циліндр маятникового силовимірювача 12. Навантаження на зразку створюється за рахунок тисків у верхньому і нижньому циліндрах. Для створення на зразку розтягувальних зусиль верхній циліндр оснащений буферною камерою 13, заповненою інертним газом (азотом чи аргоном) до тиску 2,5 МПа (25 атм) від балона 14 через розподільвач 15.

Пульсуюче навантаження на зразку створюється за рахунок циклічної зміни тиску в нижньому циліндрі за допомогою пульсатора, циліндр 16 якого увімкнутий у масляну магістраль, що з'єднує нижній циліндр 3 з насосом 11. Поршень циліндра пульсатора здійснює коливальний рух за допомогою шатунного механізму 17, який приводиться в рух електродвигуном.

При рухові поршня пульсатора відбувається періодичне відсмоктування масла з нижнього циліндра, що супроводжується циклічною зміною навантаження на зразку. Максимальний і мінімальний тиск у нижньому робочому циліндрі вимірюється манометрами 18 (p_{\max}) і 19 (p_{\min}), з'єднаними з циліндром через золотниковий пристрій 20. Вал золотника обертається синхронно з коливальним рухом поршня пульсатора 16. При максимальному тиску циліндр 3 з'єднується з манометром 18, при мініальному – з манометром 19.

При максимальному (p_{\max}) і мініальному (p_{\min}) тисках навантаження F_{\max} , F_{\min} на зразках визначають за різницею показів силовимірювача 12 і манометрів 18 і 19. Якщо покази маятникового силовимірювача дорівнюють p , максимального манометра – p_{\max} і мініального – p_{\min} , то

$$F_{\max} = p - p_{\max}, \quad F_{\min} = p - p_{\min}.$$

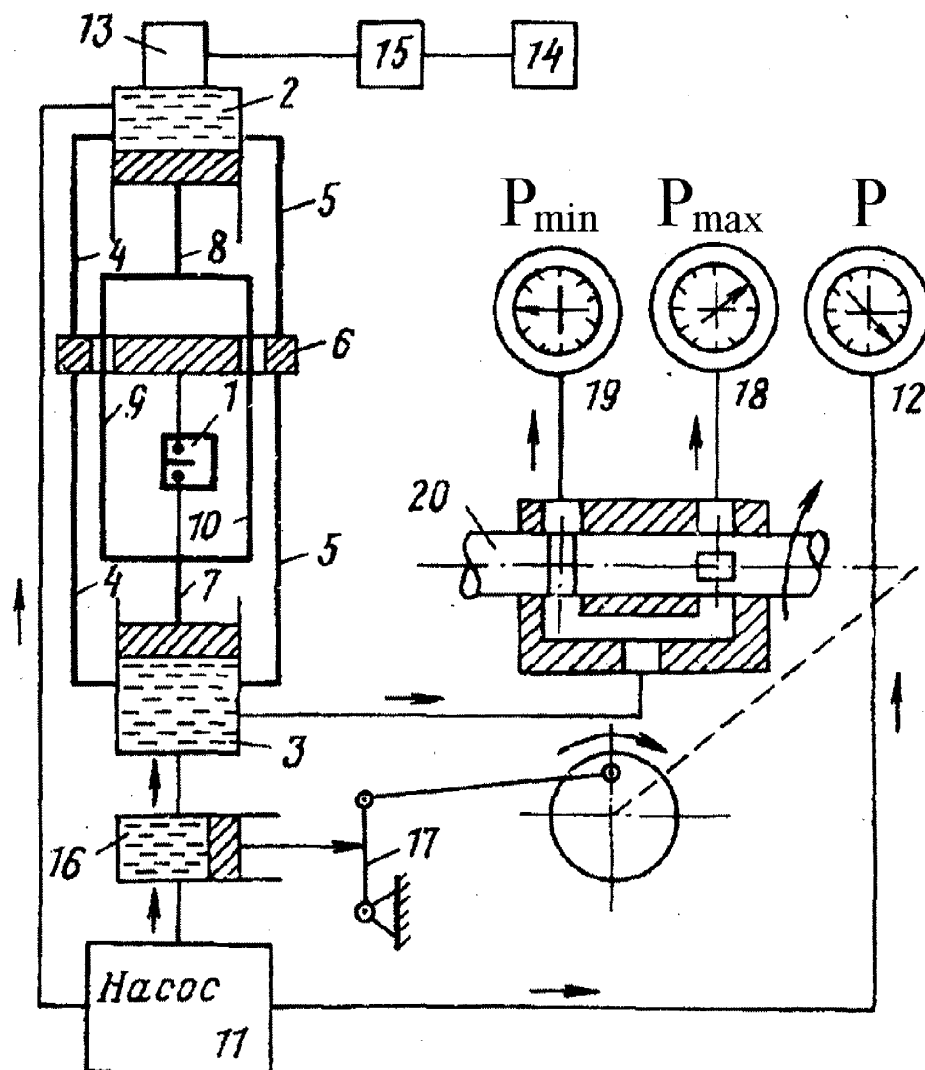


Рис. 5.3. Гідравлічна схема пульсатора ЦДМПу-10: 1 – зразок; 2, 3 – верхній і нижній робочі циліндри; 4, 5 – колони; 6 – нерухома поперечина; 7 – тяга поршня нижнього робочого циліндра; 8 – тяга поршня верхнього робочого циліндра; 9, 10 – стержні силової рами; 11 – насосна установка; 12 – циліндр маятникового силівимірювача з манометром; 13 – верхній циліндр з буферною камерою; 14 – балон; 15 – розподілювач; 16 – циліндр пульсатора; 17 – шатунний механізм; 18, 19 – манометри максимального і мінімального тисків

Випробування здійснюють поетапно і протягом кожного етапу підтримують постійними всі параметри циклу навантаження. Бажано, щоб кожен етап відповідав випробуванню одного зразка. Тривалість етапів

повинна забезпечити на кожному з них не менше, ніж 10 вимірів. На кожному наступному етапі рекомендується плавно збільшувати навантаження. У межах другої ділянки діаграми втомного руйнування – на 10÷30%. На першій і третій – 5÷10%. Дослідження зразків здійснюють з однієї установки і для спостереження за ростом тріщини використовують візуальний метод вимірювання, користуючись катетометром В-630. Вимушені перерви в роботі повинні бути мінімальними, число циклів навантаження за час виходу машини на робочий режим не враховується.

Якщо найбільший коефіцієнт інтенсивності напружень циклу з початку досліджень близький до порогового і не більший за значення, що відповідає швидкості росту тріщини 10^{-8} м/цикл (перша ділянка діаграми), навантаження понижують поступово на 10÷15%, а при $v = 10^{-9}$ м/цикл – не більше, як на 5% і підтримують на даному рівні, доки вимірювальний пристрій не перевищить $(K_{\max}/\sigma_{0,2})^2/2$.

У випадку затримки росту тріщини протягом $2 \cdot 10^5$ циклів навантаження збільшують до попереднього рівня, а після зрушення тріщини – знижують на величину вдвічі меншу.

На кожному з етапів досліджень за результатами l_i , N_i будують графік росту тріщини (рис. 5.4), на якому візуально оцінюють розсіювання експериментальних точок і виокремлюють перехідні періоди. Попередньо визначають:

$$v = \frac{\Delta l}{\Delta N}.$$

Біжуче значення КІН для кожного l_i та N_i визначають за формулою:

$$K = \frac{P^*}{t\sqrt{b}} Y(\epsilon), \quad (5.1)$$

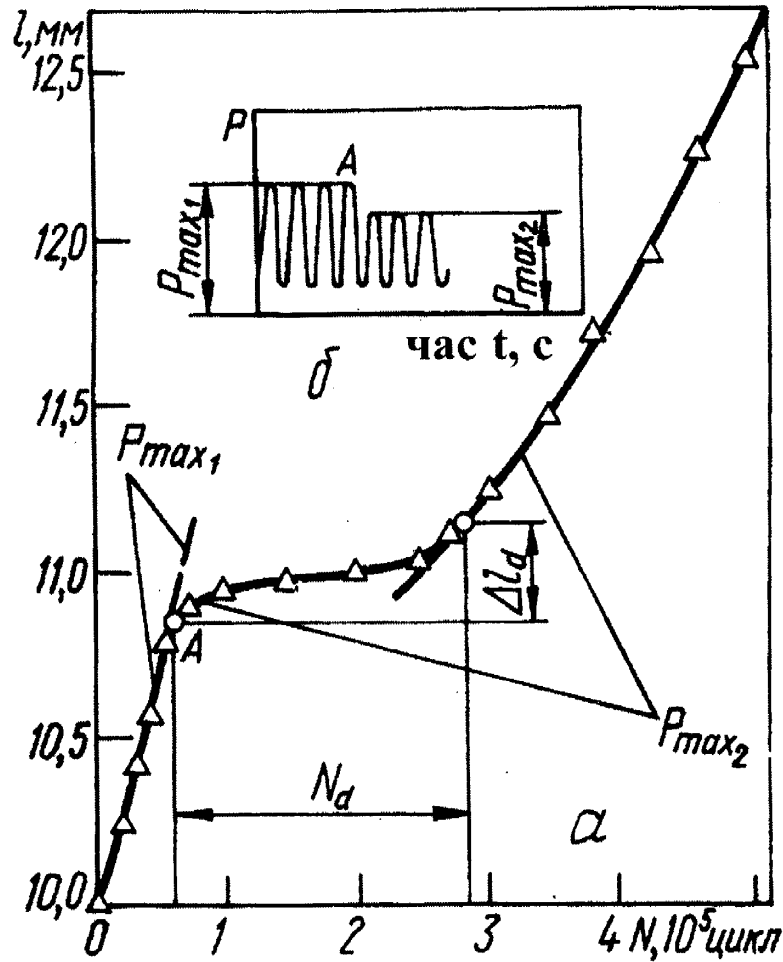


Рис. 5.4. Крива росту тріщини (а) і схема зміни навантаження (б)

де P^* – граничне допустиме значення циклу, $\varepsilon = l/b$ – відносна довжина тріщини ($0,2 \leq \varepsilon \leq 0,9$);

$$Y(\varepsilon) = \sqrt{\frac{\varepsilon}{(1-\varepsilon)^2}} (9,172 - 13,829 \cdot \varepsilon + 11,822 \cdot \varepsilon^2 - 3,056 \cdot \varepsilon^3). \quad (5.2)$$

Визначення циклічної тріщиностійкості матеріалів і побудову кінетичної діаграми втомного руйнування здійснюють у наступній послідовності:

1. Вимірюють штангенциркулем у трьох перерізах з точністю до 0,1 мм товщину t і ширину b зразка та обчислюють їхнє середнє значення.

2. Відполірують смугу шириною 1 см в області концентратора для спостереження за ростом тріщини.
3. Умикають машину та вимірювальні прилади і прогрівають протягом 30-ти хвилин; підготовлюють і прогрівають систему вимірювання (блок живлення, шлейфовий осцилограф, комутаційну апаратуру).
4. Виконують тарування вимірювальної системи установки.
5. Встановлюють компактний зразок у захоплювачі для розтягування.
6. Наводять початкову втомну тріщину довжиною не менше 2 мм, приклавши до зразка циклічне зусилля розтягу з коефіцієнтом асиметрії $R = 0,1$. При цьому при підростанні тріщини на певну довжину фіксують мінімальне і максимальне зусилля і число циклів.
7. Проводять випробування зразка із початковою тріщиною на першому етапі (відповідає ділянці I кінетичної діаграми втомного руйнування), підтримуючи постійними усі параметри циклу навантаження, забезпечивши 10 вимірів Δl і ΔN , P_{\max} . Визначають $P_{\max}(K_{\max})$ циклу для зрушення тріщини згідно з рекомендаціями [128].
8. Визначають K_{th} з отриманими результатами першого етапу за умови відсутності росту тріщини протягом 10^7 циклів при найбільшому навантаженні циклу (відповідає $v = 10^{-10}$ м/цикл).
9. Проводять випробування на другому етапі, збільшуючи навантаження на 10÷20% (II ділянка кінетичної діаграми втомного руйнування), забезпечуючи при цьому не менше 10-ти вимірювань.
10. Проводять випробування на третьому етапі (ділянка III – великих швидкостей), збільшуючи навантаження на 5÷10% для забезпечення 5-ти вимірювань Δl , ΔN , P_{\max} циклу.
11. Розраховують K_{fc} при зростаючому K_{\max} і довжині тріщини, що відповідає переходу до спонтанного руйнування ($l \approx 0,6 \cdot b$).

12. Розраховують біжуче значення коефіцієнта інтенсивності напружень за формулою (5.1) за отриманими значеннями P_{\max} і l для кожної точки, де проводиться вимірювання.
13. За сукупністю отриманих вимірювань у кожній точці, відповідно до рекомендацій [128], будують у логарифмічній системі координат залежність $\nu - K_{\max}$ (кінетичну діаграму втомного руйнування) і проводять по середині смуги розсіювання даних криву швидкості росту втомних тріщин.
14. Визначають за кінетичною діаграмою втомного руйнування при $\nu = 10^{-7}$ м/цикл величину K^* .
15. Заносять результати вимірювань і обчислень в таблицю.
16. Оформляють протокол випробувань.

Нижче наведено результати обробки кінетичних діаграм втомного руйнування для визначення відповідних характеристик циклічної тріщиностійкості трубної сталі X70, отримані для зразка без зварного шва і зі зварним швом.

1. Зразок (компактний без зварного шва, $b \times t \times H$ 50x18x60 мм)

початкова довжина втомної тріщини $l_0 = 9,45$ мм

Умови випробувань:

- температура, 20°C;
- установка – ЦДМПу-10;
- форма циклу синусоїдна;
- коефіцієнт асиметрії циклу, 0,1-0,2;
- частота циклів, Гц – 14.

Таблиця 5.1.

Результати експериментальних досліджень і розрахунків зразків з трубної сталі

i , № п/п	P_i , кН	l_i , мм	ε_i	Y_i	K_i , МПа $\sqrt{м}$	ΔK_i , МПа $\sqrt{м}$	v_i , м/цикл
1	27.4	9.45	0.189	4.14	27.5	21.9	1×10^{-8}
2	31.4	10.05	0.201	4.30	32.6	26.0	6×10^{-8}
3	31.4	11.77	0.235	4.74	35.9	28.8	1.7×10^{-7}
4	23.5	11.9	0.238	4.77	27.2	21.7	6×10^{-8}
5	19.6	11.97	0.239	4.79	22.7	18.2	7×10^{-9}
6	21.6	11.97	0.239	4.79	25.0	20.0	0
7	24.5	12.1	0.242	4.83	28.5	22.9	5.6×10^{-8}
8	24.5	12.1	0.242	4.83	28.5	22.9	0
9	25.5	12.9	0.258	5.04	31.0	24.8	1.7×10^{-7}
10	25.5	14.0	0.28	5.34	32.9	26.3	2.2×10^{-7}
11	24.5	14.95	0.299	5.60	33.2	26.5	1.9×10^{-7}
12	24.5	16.83	0.337	6.16	36.5	29.2	3.8×10^{-7}
13	24.5	18.05	0.361	6.56	38.9	31.1	2.4×10^{-7}
14	25.5	18.95	0.379	6.87	42.3	33.9	9×10^{-7}
15	25.5	19.55	0.391	7.09	43.7	35.0	6×10^{-7}
16	25.5	20.15	0.403	7.32	45.1	36.1	6×10^{-7}
17	26.5	21.1	0.422	7.71	49.3	39.4	9.5×10^{-7}
18	26.5	21.95	0.439	8.075	51.7	41.3	8.5×10^{-7}
19	27.4	23.35	0.467	8.75	58.0	46.4	1.4×10^{-6}
20	28.4	24.95	0.499	9.63	66.2	52.9	1.6×10^{-6}
21	28.4	30.65	0.611	14.30	98.3	78.6	8×10^{-6}

Представлені в таблиці 5.1 дані оброблені методом найменших квадратів згідно із методичними вказівками [128] для визначення характеристик циклічної тріщиностійкості сталі. Таким чином, встановлена степенева залежність для розрахунку швидкості росту тріщини залежно від розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень у вигляді $v = 10^{-7} (\Delta K / K_*)^n$, де $n = 3.19$ і $K_* = 20.6 \text{ МПа}(\text{м})^{1/2}$, а також визначена критична (руйнуюча) величина $K_{fc} = 78.6 \text{ МПа}(\text{м})^{1/2}$.

Кінетична діаграма втомного руйнування трубної сталі без зварного шва наведена на рис. 5.5.

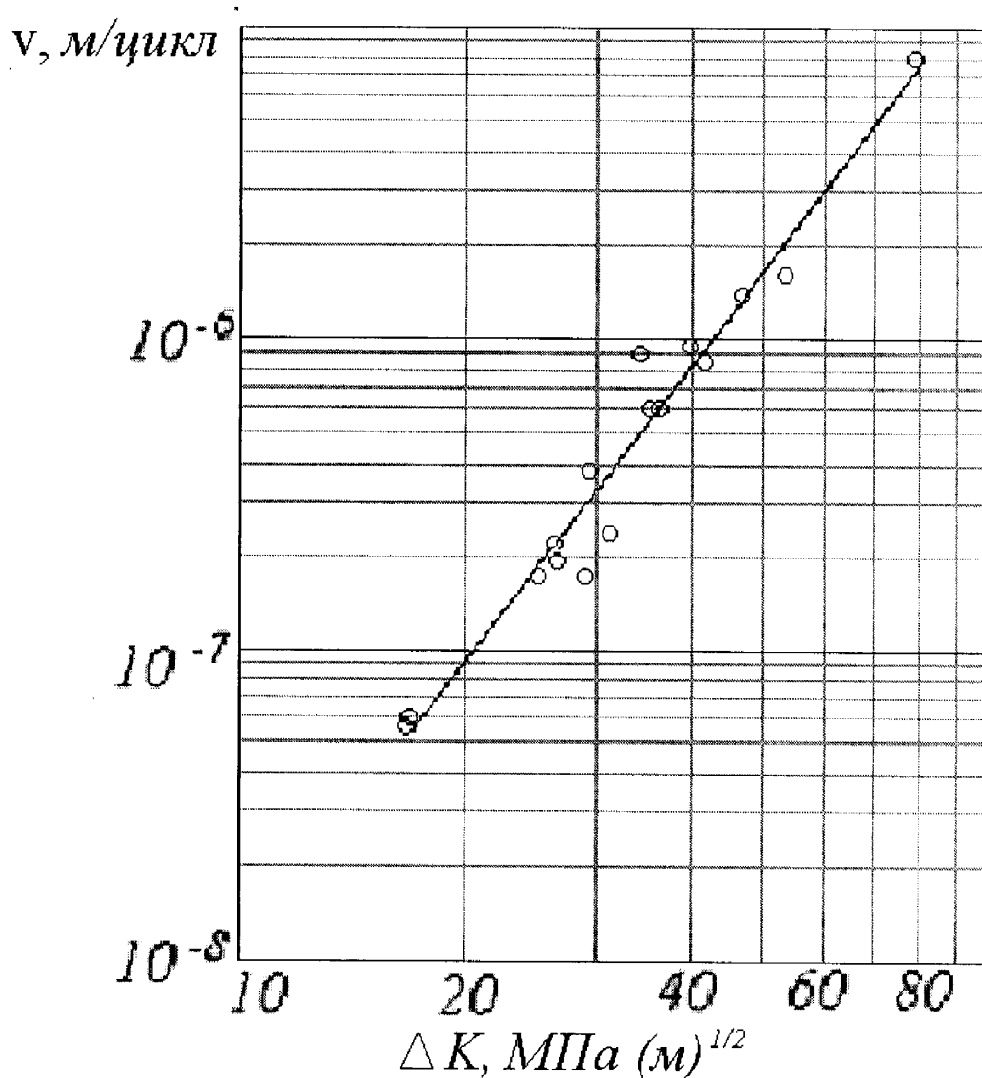


Рис. 5.5. Кінетична діаграма втомного руйнування трубної сталі без зварного шва

1. Зразок (компактний зі зварним швом, $b \times t \times H$ 50x18x60 мм)

початкова довжина втомної тріщини $l_0 = 10,5$ мм

Умови випробувань:

- температура, 20°C;
- установка – ЦДМПу-10;
- форма циклу синусоїдна;
- коефіцієнт асиметрії циклу, 0,1-0,2;
- частота циклів, Гц – 14.

Таблиця 5.2.

Результати експериментальних досліджень і розрахунків зварних зразків
трубної сталі зі зварним швом

i , № п/п	P_i , кН	l_i , мм	ε_i	Y_i	K_i , МПа $\sqrt{м}$	ΔK_i , МПа $\sqrt{м}$	v_i , м/цикл
1	2	3	4	5	6	7	8
1	13.7	10.5	0.21	4.41	14.6	11.7	5×10^{-9}
2	13.7	10.65	0.213	4.45	14.8	11.8	1.5×10^{-8}
3	13.7	10.85	0.217	4.50	14.9	11.9	2.5×10^{-8}
4	13.7	11.1	0.222	4.57	15.1	12.1	2.5×10^{-8}
5	11.8	11.22	0.224	4.60	13.1	10.5	1.2×10^{-8}
6	11.8	11.35	0.227	4.63	13.2	10.5	1.3×10^{-8}
7	11.8	11.5	0.23	4.67	13.2	10.6	1.5×10^{-8}
8	11.8	11.65	0.233	4.71	13.4	10.7	1.5×10^{-8}
9	11.8	11.84	0.237	4.76	13.5	10.8	1.9×10^{-8}
10	11.8	12.3	0.246	4.88	13.9	11.1	2.3×10^{-8}
11	11.8	12.56	0.251	4.95	14.1	11.2	2.6×10^{-8}
12	12.7	12.93	0.259	5.05	15.5	12.4	1.9×10^{-8}

продовження таблиці 5.2

1	2	3	4	5	6	7	8
13	13.7	13.13	0.263	5.10	16.9	13.5	4×10^{-8}
14	13.7	13.51	0.27	5.20	17.3	13.8	
15	15.7	14.37	0.287	5.44	20.6	16.5	3.9×10^{-8}
16	15.7	14.97	0.299	5.61	21.2	17.0	4.6×10^{-8}
17	17.6	15.28	0.306	5.70	24.3	19.4	6×10^{-8}
18	18.6	16.38	0.328	6.02	27.1	21.7	6.2×10^{-8}
19	19.6	16.8	0.336	6.15	29.2	23.3	7.3×10^{-8}
20	19.6	17.4	0.348	6.35	30.0	24.1	8×10^{-8}
21	20.6	17.95	0.359	6.53	32.5	26.0	1.2×10^{-7}
22	20.6	18.75	0.375	6.80	33.8	27.1	1.1×10^{-7}
23	20.6	20.65	0.413	7.59	37.4	30.0	1.6×10^{-7}
24	23.5	22.1	0.442	8.14	46.3	37.0	1.9×10^{-7}
25	23.5	22.9	0.458	8.52	48.5	38.8	4.7×10^{-7}
26	27.4	24.4	0.488	9.31	61.8	49.4	4×10^{-7}
27	27.4	25.6	0.512	10.03	66.6	53.2	7.5×10^{-7}
28	27.4	29	0.58	12.68	84.1	67.3	1.2×10^{-6}
							3.4×10^{-6}

На основі отриманих даних, швидкість росту втомних тріщини описується в цьому випадку залежністю $v = 10^{-7} (\Delta K / K_*)^n$, знаходимо, що $n = 2.12$, $K_* = 21,8 \text{ МПа}(м)^{1/2}$, а критична величина коефіцієнту інтенсивності напружень становить: $K_{fc} = 84,1 \text{ МПа}(м)^{1/2}$.

Кінетична діаграма втомного руйнування трубної сталі зі зварним швом наведена на рис. 5.6.

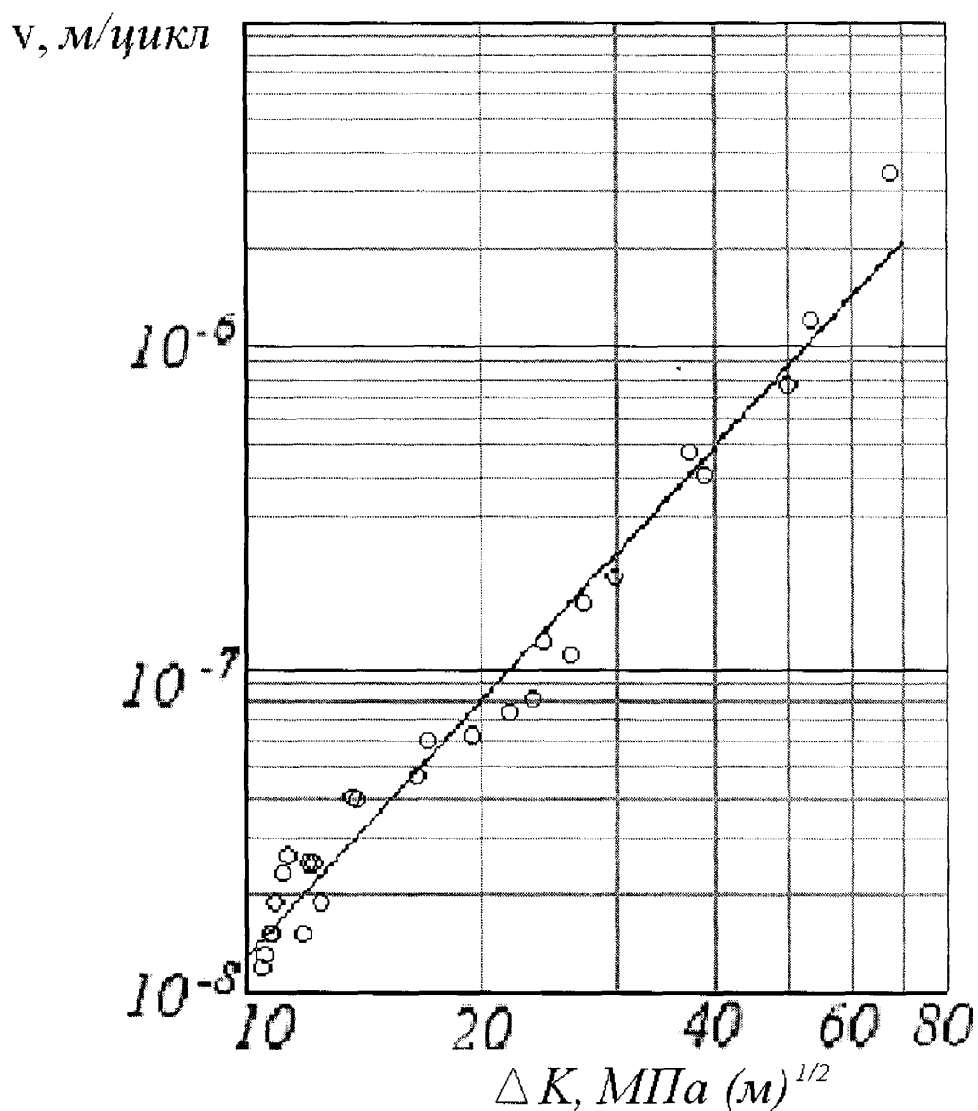


Рис. 5.6. Кінетична діаграма втомного руйнування зварного шва

5.2. Розрахункова модель закриття тріщини для врахуванням циклічних і залишкових напружень на втомне руйнування

Відомо, що міцність і довговічність конструкцій суттєво залежить від залишкових напружень, зумовлених зварюванням [125, 133]. Зокрема, від розподілу та величини напружень, що виникають в трубах при зварюванні, значною мірою залежить інтенсивність процесів деградації матеріалу та накопичення в ньому втомних пошкоджень, які найчастіше зумовлюють аварійні ситуації та відмови трубопроводів в експлуатаційних умовах.

Швидкість росту втомних тріщин в експлуатаційних умовах залежать як від напружень $\sigma^{(p)}$, зумовлених дією зовнішніх (робочих) навантажень, так і залишкових (технологічних) напружень $\sigma^{(res)}$, які в свою чергу спричиняють коефіцієнти інтенсивності напружень значення $K^{(p)}$ та $K^{(res)}$, відповідно. Залишкові напруження відносяться до квазістатичних і не змінюються протягом циклу навантаження. Тому розмах коефіцієнта інтенсивності напружень повністю визначається максимальною і мінімальною величиною зовнішніх зусиль

$$\Delta K = K_{\max}^{(p)} - K_{\min}^{(p)}, \quad (5.3)$$

а складова від залишкових напружень впливає лише на величину коефіцієнта асиметрії циклу навантаження (відношення мінімального до максимального значення в циклі):

$$R = \frac{K_{\min}}{K_{\max}} = \frac{K_{\min}^{(p)} + K^{(res)}}{K_{\max}^{(p)} + K^{(res)}}. \quad (5.4)$$

У цих умовах цілком прийнятний підхід механіки руйнування і швидкість росту втомних тріщин можна виразити кінетичними діаграмами втомного руйнування через відповідні характеристики циклічної тріщиностійкості. Проте слід мати на увазі, що закон росту тріщини, або інакше кажучи, характеристики циклічної тріщиностійкості, залежать від коефіцієнта асиметрії. Численні експериментальні дані показують, що лише за рахунок зміни асиметрії R швидкість росту втомних тріщин в різних матеріалах може змінюватися більше, ніж на порядок, як це продемонстровано на рис. 5.7 у випадку сталі 15ГМФ [50].

В зв'язку з цим зрозуміло, що оцінка вкладу залишкових напружень в кінетику втомного руйнування пов'язана, насамперед, із врахуванням впливу асиметрії циклу навантаження на швидкість росту втомних тріщин. Саме це положення покладене в основу практично всіх методів розрахунку циклічної тріщиностійкості зварних з'єднань [87, 125, 126, 147, 160]. В більшості з них

вплив асиметрії враховується експериментально шляхом побудови кінетичних діаграм за різних значень R і їх екстраполяції відповідними аналітичними залежностями. Такий метод дуже трудомісткий і вимагає великого об'єму випробувань, особливо якщо врахувати той факт, що з ростом тріщини співвідношення КІН від залишкових напружень і зовнішнього навантаження постійно змінюється, а тому для розрахунку треба мати залежності швидкості росту тріщини в широких межах зміни коефіцієнта асиметрії R .

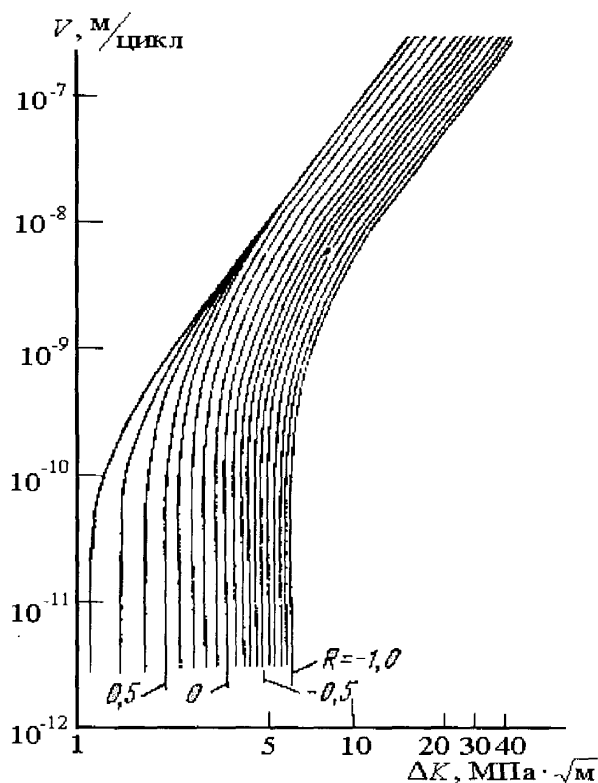


Рис. 5.7. Кінетичні діаграми втомного руйнування сталі 15ГМФ для різних асиметрій циклу навантаження

Альтернативним методом вирішення даної проблеми є використання концепції “ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень” [59, 88, 169], яка пов’язана із детальнішим врахуванням процесу циклічного деформування матеріалу в зоні передруйнування біля вершини втомної тріщини. Останнім часом такий підхід все ширше застосовується для

прогнозування кінетики руйнування і оцінки залишкової довговічності елементів конструкцій.

Суть ефекту закриття тріщини полягає у тому, що при циклічному навантаженні береги втомної тріщини розкриваються не відразу при переході до півциклу навантаження, а лише після того, як коефіцієнт інтенсивності напружень досягне деякої величини K_{op} - КІН відкриття тріщини. І навпаки, при зниженні навантаження береги тріщини змикаються ще до повного розвантаження в момент, коли КІН дорівнює величині K_{cl} (як правило, $K_{op} \approx K_{cl}$). Таким чином, протягом частини циклу навантаження, коли $K_{min} < K < K_{op}$ тріщина залишається закритою, а значить в зоні передруйнування не відбувається пластичне деформування матеріалу і відсутнє накопичення втомних пошкоджень.

Виходячи із цього, логічно пов'язувати швидкість росту тріщини не з повним розмахом коефіцієнта інтенсивності напружень $\Delta K = K_{max} - K_{min}$, а з його “ефективним” значенням $\Delta K_{ef} = K_{max} - K_{op}$, що відповідає лише тій частині циклу, яка вносить вклад в процес підростання тріщини. За аналогією зі стандартним рівнянням Періса, звичайно використовують залежність

$$v = C_0 (\Delta K_{ef})^{n_0}, \quad (5.5)$$

причому у цьому випадку параметри C_0 і n_0 вже розглядають, як універсальні характеристики матеріалу, що не залежать від умов навантаження.

Перехід від номінальних до ефективних розмахів КІН здійснюється за допомогою множника

$$U(R) = \frac{\Delta K_{ef}}{\Delta K}. \quad (5.6)$$

Правомірність концепції “ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень” підтверджена численними експериментальними даними [59, 88, 130, 169]. Кінетичні діаграми втомного руйнування матеріалу

в “ефективних” координатах $v \sim \Delta K_{ef}$ дійсно практично не залежать від асиметрії навантаження і їх можна розглядати як інваріантні характеристики матеріалу. Використання таких діаграм значно спрощує процедуру розрахунку докритичного росту втомних тріщин в зварних з’єднаннях.

Такий метод врахування залишкових напружень на ріст втомних тріщин в різних зонах зварного з’єднання раніше реалізований в роботах В.І.Труфякова та інших авторів [87, 163, 191]. Його коректність підтверджена результатами натурних випробувань. Проте цими авторами використовувалася експериментально побудована залежність між номінальними і “ефективними” значеннями КІН $U(R)$, для чого потрібне було випробування великої кількості зразків при різних асиметриях навантаження.

В даній роботі концепція “ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень” поєднана із аналітичним розв’язком для ΔK_{ef} , отриманим на основі моделювання ефекту закриття тріщини.

Суть аналітичного визначення ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень полягає в наступному. Основною причиною закриття тріщин є залишкове збільшення товщини її приповерхневого шару, який безперервно утворюється, коли тріщина проходить пластичну зону біля її фронту. Такий ефект називається пластичним закриттям тріщини. Додатковий вклад в закриття пов’язаний також із нерівностями її поверхонь, які вступають в контакт при зсуві, заповнення тріщини частинками, що утворюються внаслідок окислення чи фретінг-корозії поверхневих шарів металу, і т.п. Однак ці механізми закриття проявляються більше при низьких швидкостях росту тріщин, коли розмах КІН ΔK близький до порогового значення ΔK_{th} (нижче якого тріщина вже не поширюється). Що ж стосується середньоамплітудної ділянки кінетичних діаграм втомного руйнування, то тут їх вплив мінімальний. Тому аналізуючи вплив асиметрії циклу

навантаження і залишкових напружень на ріст втомних тріщин, ми обмежимося розглядом лише пластичного закриття тріщини.

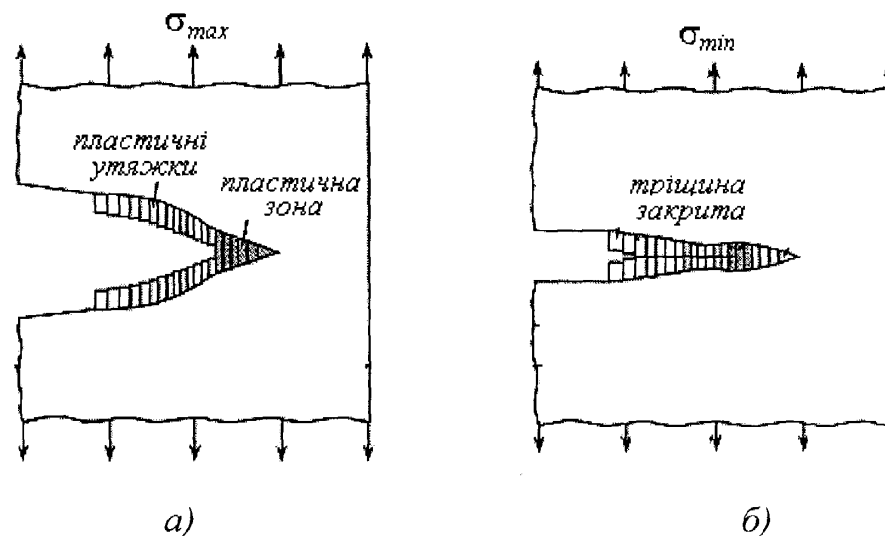


Рис. 5.8. Схема напружено-деформованого стану біля вершини втомної тріщини при максимальному (а) та мінімальному (б) навантаженні циклу

Розглянемо схематично основні закономірності циклічного пружно-пластичного деформування матеріалу біля вершини втомної тріщини, використовуючи припущення відомої δ_k -моделі [105] про локалізацію пластичного течіння в тонких смугах. Відповідно до цього пластичні зони замінюються додатковими розрізами, до берегів яких прикладені напруження, що задовольняють умови текучості матеріалу. Зокрема, приймається, що при максимальному навантаженні циклу (рис. 5.8а) в межах пластичної зони діють нормальні напруження $\alpha\sigma_0$, де σ_0 - напруження текучості матеріалу при одновісному розтягу, а α - коефіцієнт обмеження на пластичність. Для реальних матеріалів зі зміцненням величина σ_0 визначається як середнє арифметичне між границею текучості і границею міцності. Параметр α введений для врахування впливу трьохвісного напруженого стану на пластичне течіння матеріалу біля вістря тріщини; при цьому у випадку плоского напруженого стану (тонкі пластини з тріщинами)

$\alpha = 1$, а у випадку плоскої деформації, коли вплив об'ємних ефектів максимальний, згідно з критерієм Мізеса $\alpha = 3$ [186].

При втомному навантаженні перед вершиною тріщини в межах циклічної пластичної зони відбувається реверсивне пластичне течіння матеріалу, що супроводжується утворенням залишкових деформацій. Коли тріщина проростає крізь цю область, на її берегах виникають пластичні утяжки у вигляді додаткового шару пластичного матеріалу. Вони спричинюють закриття тріщини по всій довжині, чи лише в якійсь її частині, прилеглої до вершини. Виходячи із цього, ситуація при мінімальному навантаженні циклу (рис. 5.8b) моделюється такими граничними умовами на поверхнях модельного розрізу:

- на відкритій частині тріщини напруження відсутні;
- на закритій частині тріщини виконуються умови гладкого змикання її берегів, тобто розкриття тріщини дорівнює сумарній товщині пластичних утяжок;
- в межах циклічної пластичної зони нормальні напруження дорівнюють границі текучості матеріалу на стиск.

Прийняті умови відповідають мішаній крайовій задачі теорії пружності для тіла з тріщиною (модельним розрізом), значно складнішої порівняно з традиційною для δ_k -моделі задачею, коли на берегах розрізу задано розподіл напружень. Для побудови розв'язку у цьому випадку поряд із громіздкими числовими методами [164, 186] запропонована порівняно проста процедура, яка базується на використанні функцій Гріна і зведенні задачі до сингулярного інтегрального рівняння типу Коші. Таким способом побудована замкнута система розрахункових залежностей для визначення основних параметрів напружено-деформованого стану біля вістря автотельної втомної тріщини із врахуванням реверсивної пластичності матеріалу і закриття тріщини.

Вказаний розв'язок був побудований в [35,] та інших роботах і реалізований для розрахунку ефективного закриття тріщини стосовно різних умов втомного руйнування: як при плоскому напруженому стані (коефіцієнт обмеження пластичності $\alpha = 1$) так і при плоскій деформації ($\alpha = 3$). Тривісні ефекти, які обмежують пластичне течіння біля вершини тріщини, зменшують вплив пластичного закриття тріщини і, таким чином, збільшують величину ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень порівняно із тріщинами в тонких пластинах. Треба, проте, відмітити, що як плоский напружений стан так і плоска деформація є крайніми випадками, які не завжди реалізуються в чистому вигляді. Тому реальним ситуаціям відповідають проміжні значення коефіцієнта α : $1 < \alpha < 3$. Конкретну його величину для заданих умов росту тріщини треба, взагалі кажучи, визначати на основі спеціальних тестових експериментів. Зокрема, ріст втомних тріщин в зразках та елементах конструкцій різного типу для проміжних ситуацій добре описуються при $\alpha = 1.8$ [164, 186].

В таблиці 5.3 наведені результати обчислення відношення величини

Таблиця 5.3.

Значення K_{op} / K_{max} для різних значень асиметрії навантаження R і параметра α

R	Плоский напружений стан ($\alpha = 1$)	Проміжний стан ($\alpha = 1.8$)	Плоска деформація ($\alpha = 3$)
0	0.557	0.386	0.264
0.2	0.571	0.414	0.310
0.4	0.617	0.497	0.435
0.6	0.699	0.623	0.607
0.8	0.825	0.805	0.800
1.0	1.0	1.0	1.0

коефіцієнти інтенсивності відкриття тріщини K_{op} до його максимального за цикл значення K_{max} для автотельних тріщин за різних значеннях асиметрії навантаження R і типових значеннях параметра α . Представлені результати

апроксимовані поліномами другого степеня, коефіцієнти яких визначені методом найменших квадратів:

$$K_{op}/K_{max}=0.560 - 0.065R + 0.502R^2, \quad (\alpha=1) \quad (5.7a)$$

$$K_{op}/K_{max}=0.381 + 0.092R + 0.533R^2, \quad (\alpha=1.8) \quad (5.7b)$$

$$K_{op}/K_{max}=0.251 + 0.255R + 0.465R^2, \quad (\alpha=3) \quad (5.7c)$$

Ці дані відтворені також на рис. 5.9 у графічному вигляді. Наведені результати підтверджують добре відомий із експериментів факт, що вплив закриття найбільше проявляється в області низьких асиметрій де відношення K_{op}/K_{max} є мінімальним. Із збільшенням асиметрії величина K_{op} також

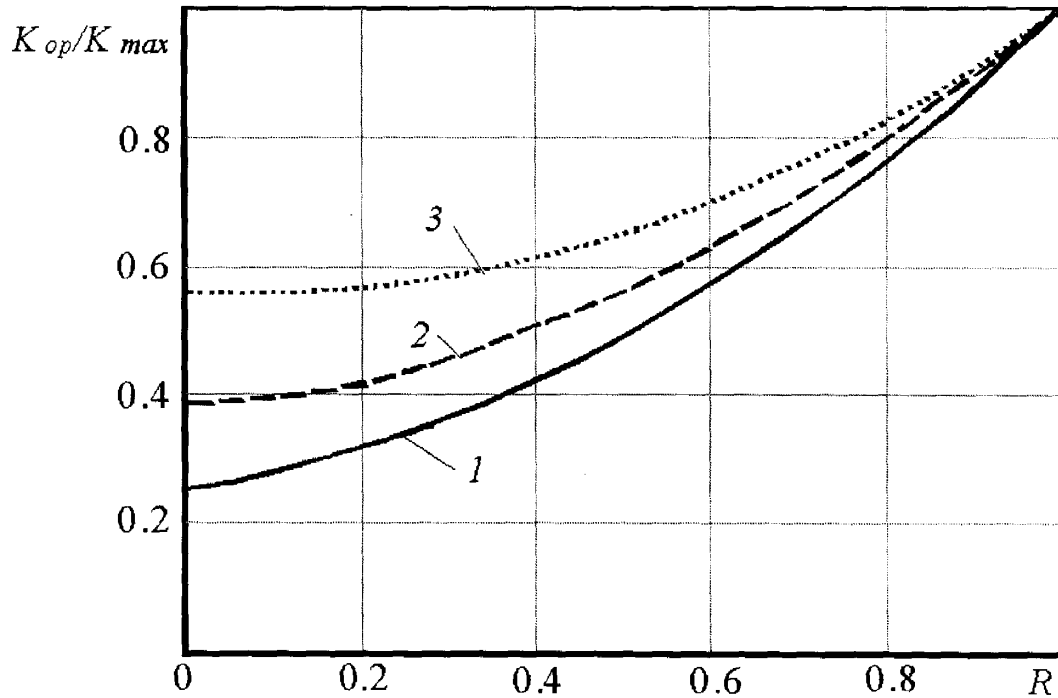


Рис. 5.9. Коефіцієнт інтенсивності напружень відкриття тріщини залежно від асиметрії навантаження: 1 – у випадку плоскої деформації ($\alpha=3$); 2 – проміжного стану ($\alpha=1.8$); 3 – плоского напруженого стану ($\alpha=1$)

збільшується, проявляючи проте тенденцію наближення до K_{min} і при $R \geq 0.8$

$$K_{op} \approx K_{min}.$$

Згідно з формулою (5.6) коефіцієнт $U(R)$ можна виразити через величину K_{op}/K_{max} у вигляді

$$U(R) = \frac{\Delta K_{ef}}{\Delta K} = \frac{K_{\max} - K_{op}}{K_{\max} - K_{\min}} = \frac{1 - K_{op}/K_{\max}}{1 - K_{\min}/K_{\max}} = \frac{1 - K_{op}/K_{\max}}{1 - R}. \quad (5.8)$$

$$U(R) = 0.442 + 0.451R + 0.108R^2, \quad (\alpha = 1) \quad (5.9a)$$

$$U(R) = 0.608 + 0.734R - 0.340R^2, \quad (\alpha = 1.8) \quad (5.9b)$$

$$U(R) = 0.743 + 0.637R - 0.388R^2, \quad (\alpha = 3) \quad (5.9c)$$

На основі залежностей (5.8), (5.9) проведено розрахунок параметра $U(R)$ і результати представлено графічно (рис. 5.10) та апроксимовано поліномами (5.9) для зручного використання.

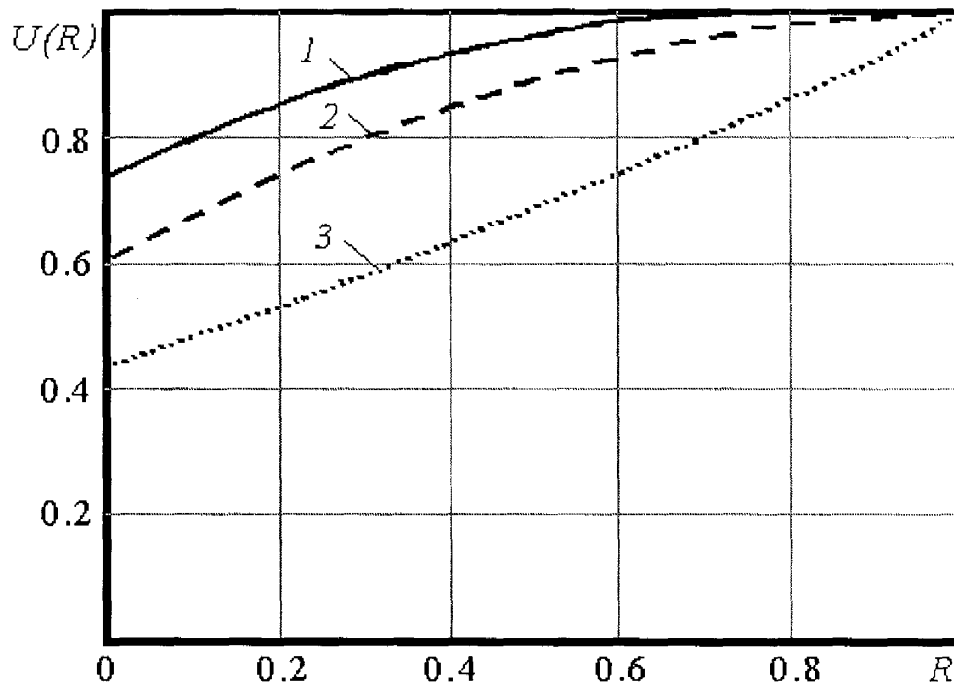


Рис. 5.10. Залежності $U(R) = \Delta K_{ef} / \Delta K$ від коефіцієнта асиметрії навантаження: 1 – у випадку плоскої деформації ($\alpha = 3$); 2 – перехідного стану ($\alpha = 1.8$); 3 – плоского напруженого стану ($\alpha = 1$)

5.3. Апробація моделі

Для обґрунтування правомірності застосування наведених в роботі залежностей розрахунку K_{op} та ΔK_{ef} , проведено їх порівняння із деякими відомими в літературі експериментальними даними.

Зокрема, за даними випробування зразків із двох марок сталей для посудин високого тиску, встановлена залежність [65] між K_{op} та R

$$\frac{K_{op}}{K_{max}} = 1 - \frac{1 - R}{1.5 - R}. \quad (5.10)$$

Аналізуючи випробування сталевих пластин з наскрізними тріщинами під дією циклічним навантаженням та залишкових напружень, авторами [87] запропонована аналітична залежність у вигляді

$$\frac{K_{op}}{K_{max}} = 1 - (1 - R) e^{0.68(R-0.5)}. \quad (5.11)$$

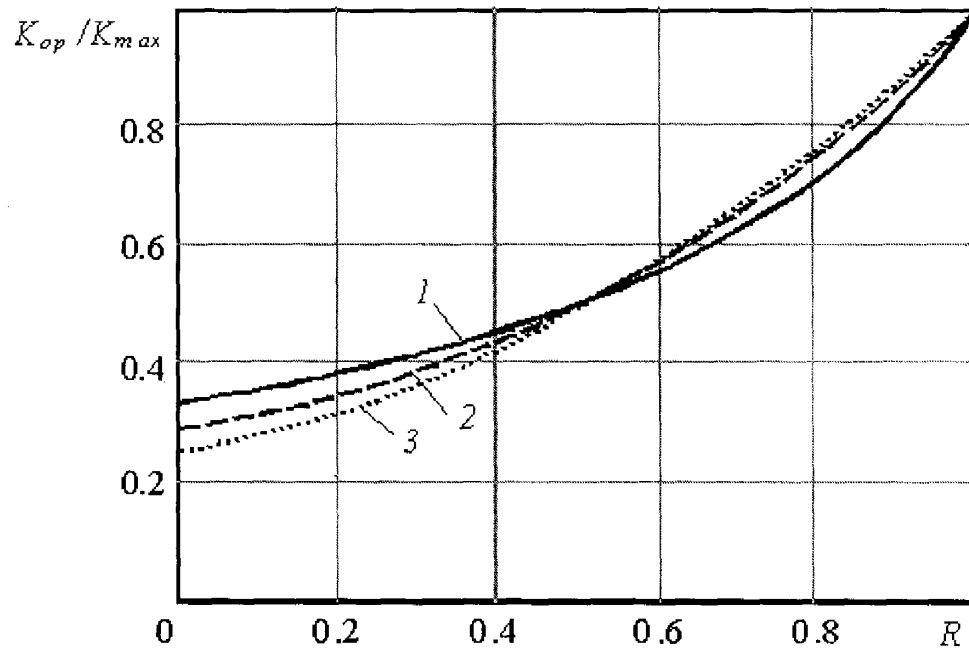


Рис. 5.11. Порівняння різних аналітичних залежностей K_{op}/K_{max} від асиметрії циклу навантаження: 1 – за формулою (5.10); 2 - за формулою (5.11); 3 - за формулою (5.7с)

Як видно із рис. 5.10, наведені залежності добре узгоджуються із теоретичною кривою, отриманою за формулою (5.7с).

Розрахунок величини $U(R)$ для умов плоского напруженого стану ($\alpha = 3$) за співвідношенням (5.9с) в широкому діапазоні зміни асиметрії циклу

навантаження добре корелює із наведеними в роботі [65] результатами експериментальних даних, отриманих для трьох різних типів сталей (високоміцні, середньої і низької міцності) (рис. 5.12).

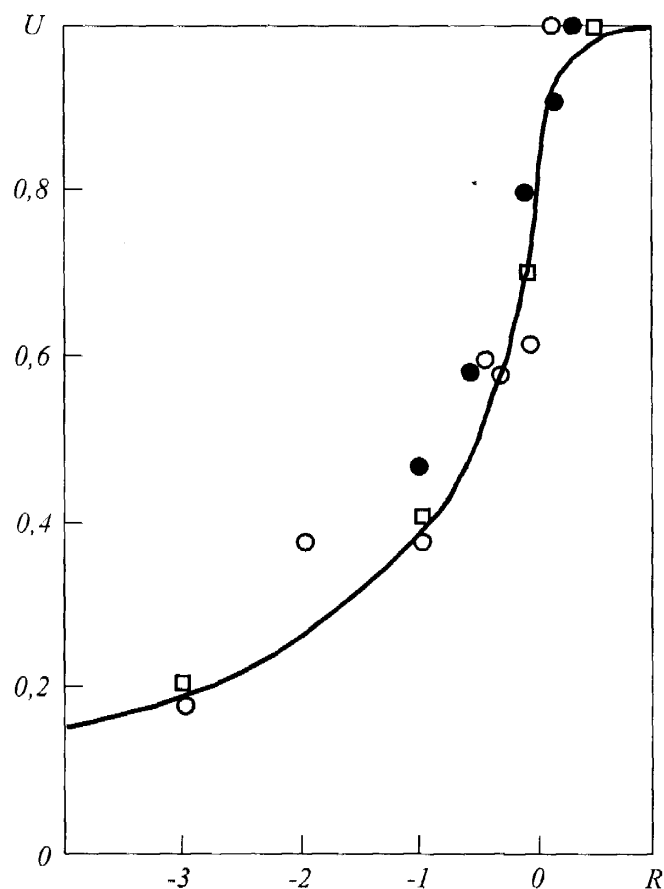


Рис. 5.12. Залежність параметра U від асиметрії навантаження (лінія – розрахунок, точки – експериментальні дані для трьох типів сталей)

Можливості застосування вказаного підходу безпосередньо для врахування впливу залишкових напружень від зварювання перевірені також розрахунком кінетики росту втомних тріщин в зразках із сталі 15ХСНД по результатах експериментальних досліджень [87]. Випробовувалися плоскі зразки розмірами 640x140x14 мм на циклічний розтяг із нульовою асиметрією. Втомна тріщина росла від центрального наскрізного надрізу. Для створення залишкових напружень на поверхні зразка наплавлялися валики вздовж ліній, паралельних поздовжній осі зразка. Якщо валик був наплавлений вздовж центральної поздовжньої осі, то це приводило до появи

розтягальних залишкових напружень в області тріщини (рис. 5.13а). Якщо ж наплавлялися два валики по бокових гранях зразка, то залишкові напруження в області тріщини були стискальними (рис. 5.13б).

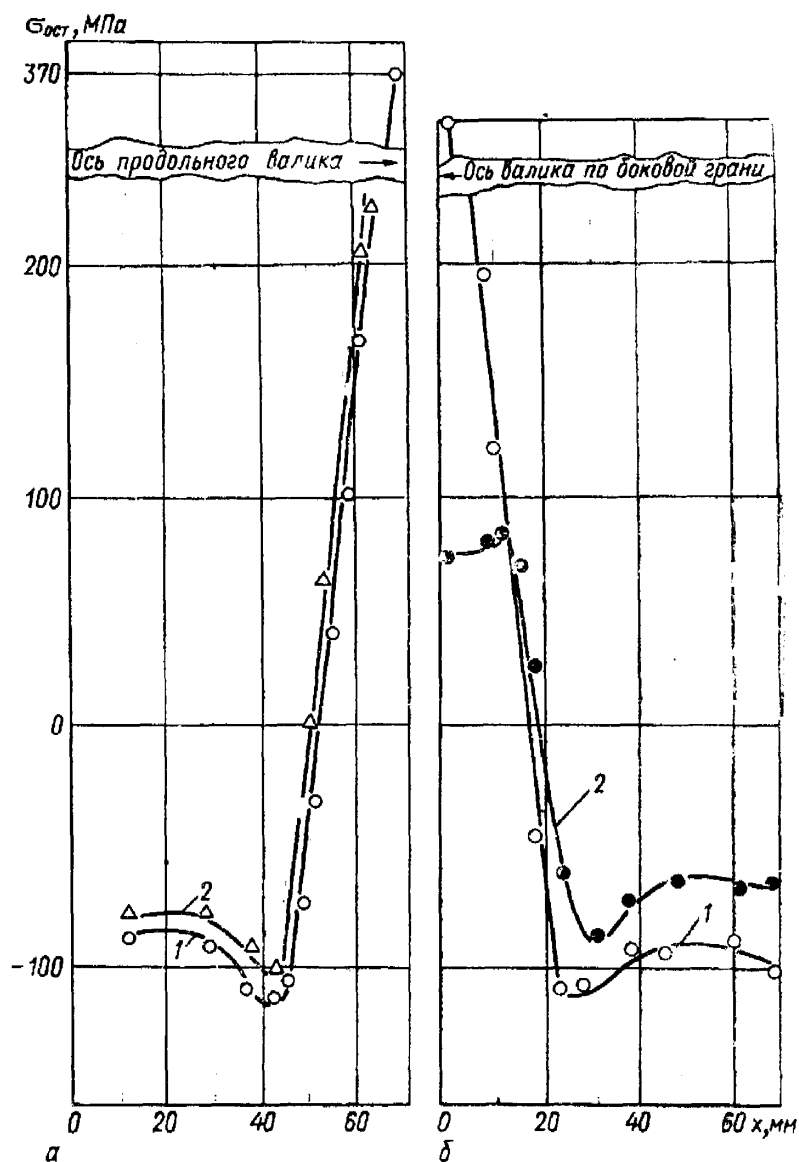


Рис. 5.13. Епюри залишкових напружень в плоских зразках з наплавленими валиками [4]: а - по поздовжній центральній осі; б - по бокових гранях; 1 - вихідний стан після зварювання; 2 - стабілізований рівень після кількох циклів навантаження

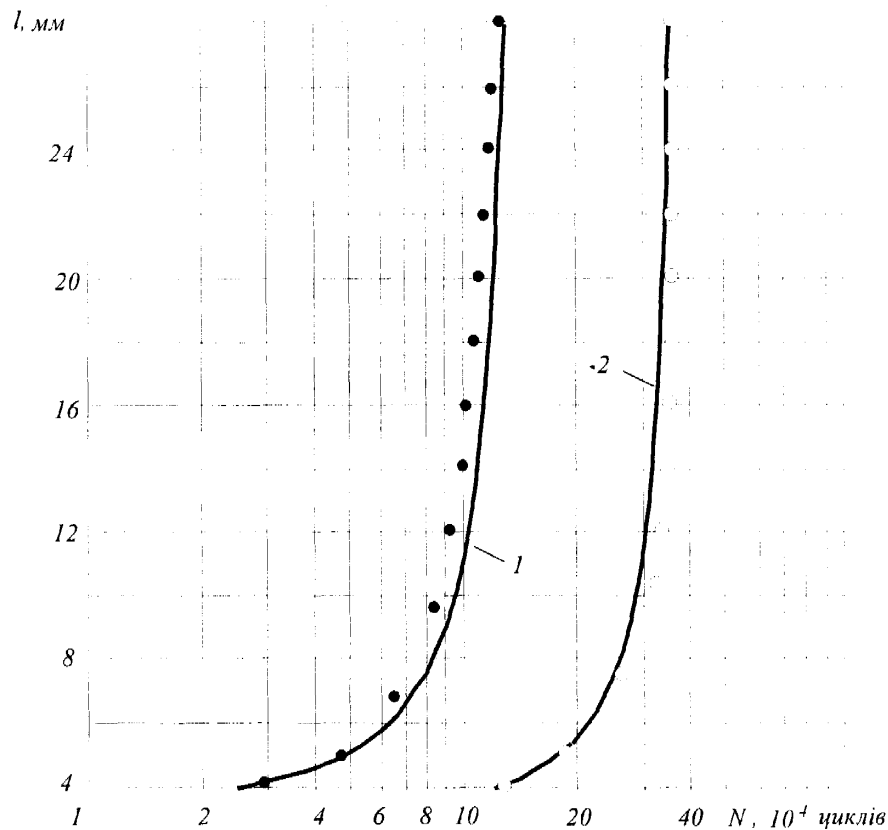


Рис. 5.14 – Експериментальні (точки) [87] і розрахункові (криві) залежності довжини тріщини від числа циклів навантаження: 1 – для зразків із залишковими напруженнями розтягу; 2 – для зразків із залишковими напруженнями стиску

Значення коефіцієнта інтенсивності напружень для центральної тріщини довжиною $2l$ від рівномірно розподіленого по ширині пластини зовнішнього навантаження $\sigma^{(p)}$ і залишкових напружень $\sigma^{(res)}(x)$ в даному випадку визначали за формулами [88]

$$K^{(p)} = \sigma^{(p)} \sqrt{\pi l}, \quad K^{(res)} = \frac{1}{\sqrt{\pi l}} \int_{-l}^l \sigma^{(res)}(x) \sqrt{\frac{x+l}{x-l}} dx, \quad (5.12)$$

причому функцію $\sigma^{(res)}(x)$ встановлювали, апроксимуючи поліномами відповідні епюри залишкових напружень, які відповідають їх стабілізованим значенням (рис. 5.13).

Розрахункові криві росту втомних тріщин наведені на рис. 5.14. Для обох типів випробуваних зразків (з залишковими напруженнями розтягу і стиску в зоні тріщини) отримані результати добре узгоджуються з даними вимірювань довжини тріщини безпосередньо в процесі експерименту. Це підтверджує правомірність застосування запропонованої тут методики для розрахунку росту втомних тріщин в полі довільно розподілених залишкових напружень.

5.4. Прогнозування росту втомних тріщин в трубах під дією експлуатаційного навантаження і залишкових напружень

Застосуємо обґрунтований вище підхід для розрахунку росту втомних тріщин і оцінки довговічності магістральних трубопроводів під дією пульсуючого навантаженням внутрішнім тиском та залишкових (технологічних) напружень. Вважатимемо, що тріщина у формі півеліпса з півосями a і b розвивається в поздовжньому перерізі труби із зовнішньої її поверхні (рис. 5.15а). Положення довільної точки на контурі тріщини задається через кут $0 \leq \theta \leq \pi$ у параметричному вигляді (див. рис. 5.15б)

$$x = a \cos \theta, \quad y = b \sin \theta.$$

Розподіл колових та радіальних напружень в трубі від робочого тиску p описується відомими залежностями [138]

$$\sigma_{\beta\beta}^{(p)}(r) = p \frac{r_2^2}{r_1^2 - r_2^2} \left(1 + \left(\frac{r_1}{r} \right)^2 \right); \quad \sigma_{rr}^{(p)}(r) = p \frac{r_2^2}{r_1^2 - r_2^2} \left(1 - \left(\frac{r_1}{r} \right)^2 \right); \quad (5.13)$$

де r_1, r_2 – зовнішній та внутрішній радіуси труби; $\delta = 2h = r_1 - r_2$.

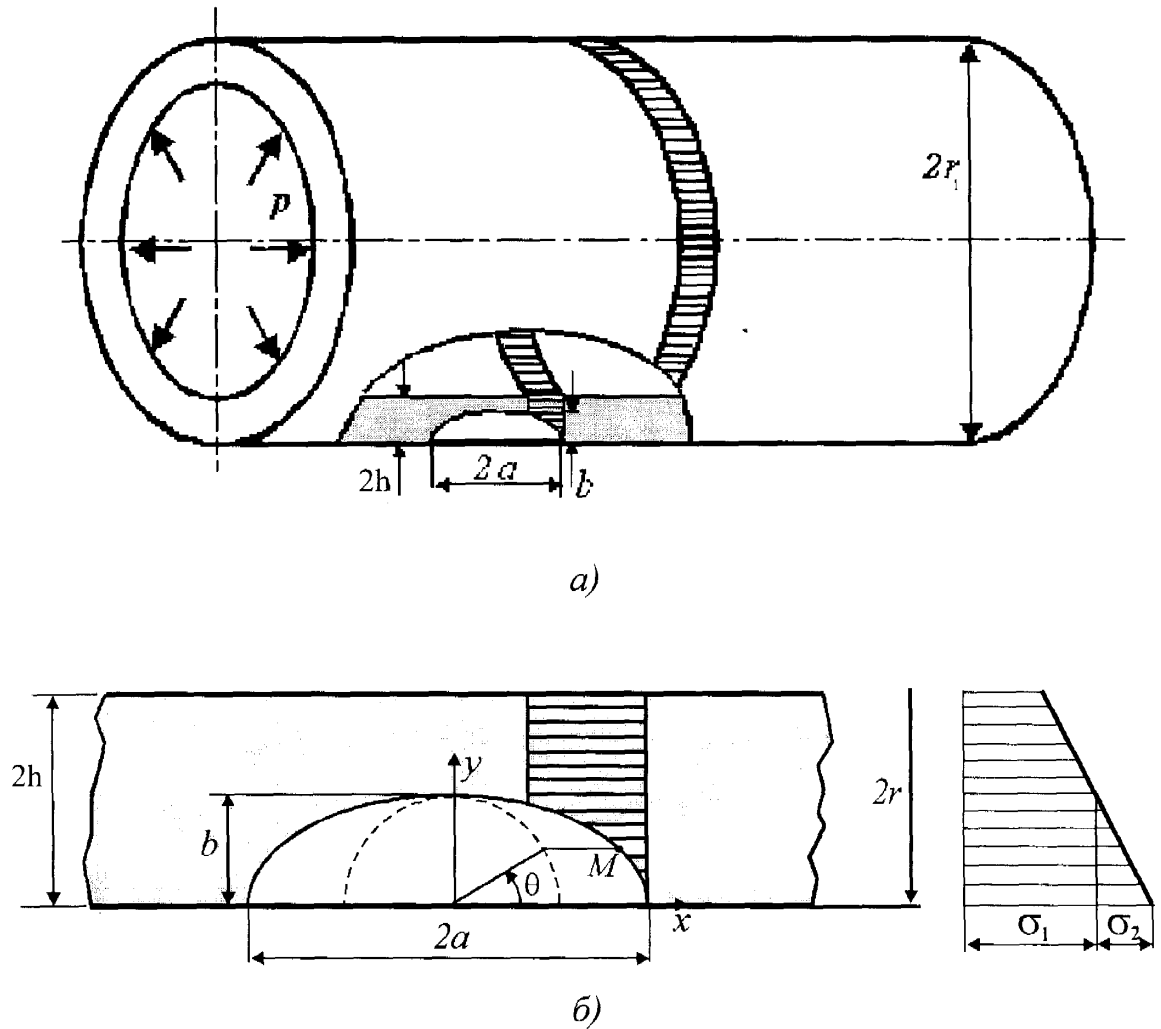


Рис. 5.15. Труба з тріщиною на зовнішній поверхні *a)* та розрахункова схема для коефіцієнта інтенсивності напружень *б)*

Для спрощення розрахунку коефіцієнта інтенсивності напружень апроксимуємо нормальні до поверхні тріщини напруження $\sigma_{\beta\beta}^{(p)}$ лінійними графіками, як на рис. 5.15б. При цьому усереднені по товщині стінки напруження σ_1 та їх градієнт σ_2 у цьому випадку згідно (5.13) можна виразити у вигляді

$$\sigma_1^{(p)} = p \frac{3r_2^2 + r_1^2}{2(r_1^2 - r_2^2)}; \quad \sigma_2^{(p)} = -\frac{p}{2}. \quad (5.14)$$

Аналогічно апроксимуємо лінійною залежністю зміну залишкових колових напружень по товщині стінки труби, виходячи із їх значення на внутрішній $\sigma_{внр}^{(res)}$ та зовнішній $\sigma_{звн}^{(res)}$ поверхні відповідно:

$$\sigma_1^{(res)} = \frac{\sigma_{\beta\beta}^{+(res)} + \sigma_{\beta\beta}^{-(res)}}{2}; \quad \sigma_2^{(res)} = \frac{\sigma_{p\beta}^{+(res)} - \sigma_{p\beta}^{-(res)}}{2}. \quad (5.15)$$

За цих допущень, зміну коефіцієнтів інтенсивності напружень вздовж контуру тріщини можна визначити із відомого розв'язку Ньюмена–Раю [186], як у випадку розтягу плити товщиною $\delta = 2h$:

$$K^{(p)} = \left(\sigma_1^{(p)} + H(b/a, b/2h, \theta) \sigma_2^{(p)} \right) \sqrt{\pi b} F(b/a, b/2h, \theta); \quad (5.16)$$

$$K^{(res)} = \left(\sigma_1^{(res)} + H(b/a, b/2h, \theta) \sigma_2^{(res)} \right) \sqrt{\pi b} F(b/a, b/2h, \theta).$$

Тут безрозмірні функції H та F мають наступний вигляд:

$$F\left(\frac{b}{a}, \frac{b}{\delta}, \theta\right) = \frac{M_1 + M_2(b/2h)^2 + M_3(b/2h)^4}{\sqrt{1 + 1,464(b/a)^{1,65}}} g\left(\frac{b}{a}, \theta\right) \left[\left(\frac{b}{a}\right)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right]^{1/4}$$

$$M_1 = 1,13 - 0,09(b/a); \quad M_2 = -0,54 + 0,89/(0,2 + b/a);$$

$$M_3 = 0,5 - 1/(0,65 + b/a) + 14(1 - b/a)^{24};$$

$$g(b/a, \theta) = \left[(b/a)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta \right]^{1/4};$$

$$H(b/a, b/2h, \theta) = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^m \theta;$$

$$H_1 = 1 - 0,34 \frac{b}{2h} - 0,11 \frac{b}{2h} \frac{b}{a};$$

$$H_2 = 1 - \left(1,22 + 0,12 \frac{b}{a} \right) \frac{b}{2h} + \left(0,55 - 1,05 \left(\frac{b}{a} \right)^{0,75} + 0,47 \left(\frac{b}{a} \right)^{1,5} \right) \left(\frac{b}{2h} \right)^2;$$

$$m = 0,2 + b/a + 0,6(b/2h).$$

Таким чином, розмах коефіцієнта інтенсивності напружень та асиметрія циклу навантаження в даному випадку визначаються залежностями:

$$\Delta K = K^{(p)}; \quad R = \frac{K^{(res)}}{K^{(p)} + K^{(res)}}. \quad (5.17)$$

Далі представимо швидкість росту тріщини в універсальному вигляді через ефективне значення розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень $v = C_0 (\Delta K_{ef})^{n_0}$, де C_0, n_0 – інваріантні характеристики матеріалу, а величина ΔK_{ef} виражається із ΔK згідно із співвідношеннями (5.6). Разом із тим необхідно також врахувати, що параметр $U(R)$ залежить від жорсткості напруженого стану в околі вершини тріщини, тобто відповідного значення параметра α . У просторовому випадку для поверхневих тріщин ці параметри змінюються вздовж лінії тріщини. Зокрема, у найглибшій точці контуру ($\theta = \pi/2$) ситуація відповідає плоским деформаціям, тобто $\alpha = 3$, і

$$U(R) = 0.743 + 0.637R - 0.388R^2.$$

В той же час біля поверхні ($\theta = 0$) реалізується перехідний стан між плоскою деформацією та плоским напруженим станом. Прийmemo у цьому випадку $\alpha = 1.8$, тому

$$U(R) = 0.608 + 0.734R - 0.340R^2.$$

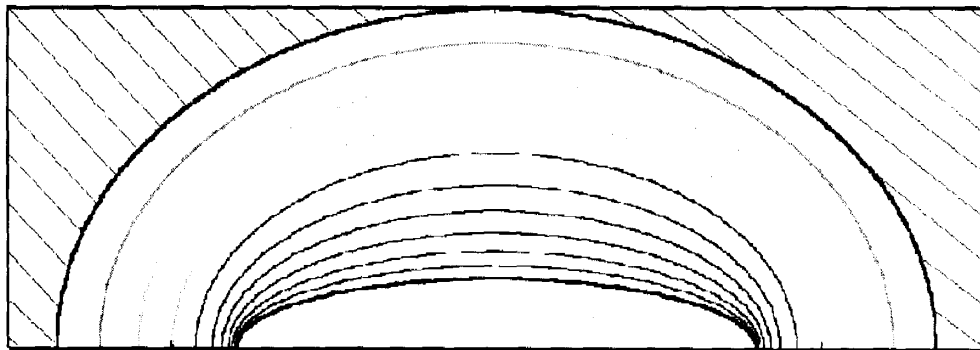
Використавши вираз для швидкості росту тріщини у вигляді (5.5), і записавши його для крайніх точок контуру тріщини ($\theta = 0$ і $\theta = \pi/2$), отримаємо рівняння зміни півосей тріщини в процесі її росту:

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = C_0 \left(\left(\sigma_1^{(p)} + H \left(\frac{b}{a}, \frac{b}{2h}, 0 \right) \sigma_2^{(p)} \right) \sqrt{\pi b} F \left(\frac{b}{a}, \frac{b}{2h}, 0 \right) \left(0.608 + 0.734R - 0.340R^2 \right) \right)^{n_0} \\ \frac{db}{dN} = C_0 \left(\left(\sigma_1^{(p)} + H \left(\frac{b}{a}, \frac{b}{2h}, \frac{\pi}{2} \right) \sigma_2^{(p)} \right) \sqrt{\pi b} F \left(\frac{b}{a}, \frac{b}{2h}, \frac{\pi}{2} \right) \left(0.743 + 0.637R - 0.388R^2 \right) \right)^{n_0} \end{cases} \quad (5.18)$$

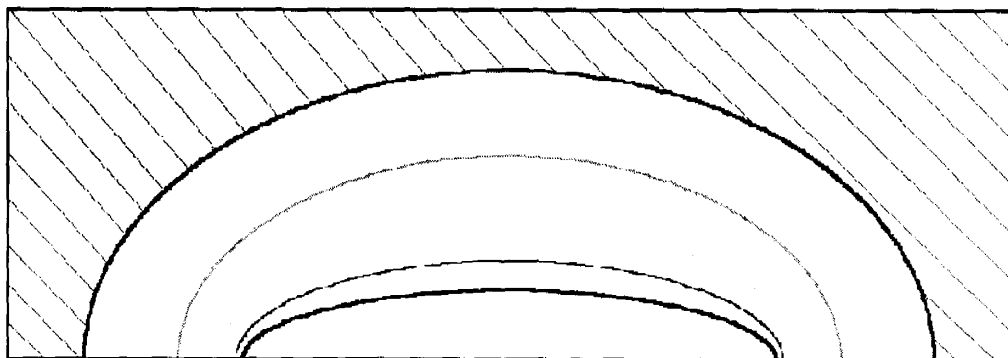
Наведена система нелінійних диференціальних рівнянь (5.18) разом з початковими умовами $a|_{N=0} = a_0$, $b|_{N=0} = b_0$, які задають розміри вихідної тріщини, становлять замкнену крайову задачу для визначення кінетики росту тріщини – зміни її півосей в залежності від числа циклів навантаження.

Використовуючи вище описані залежності, оцінено вплив залишкових напружень на довговічність труби. Отримані залежності застосовані для розрахунку поширення тріщини в стінці труби діаметром 1420 мм і товщиною стінки 22.5 мм під дією пульсуючого навантаження тиском $p=4.5\text{МПа}$ і колових залишкових напружень в стінці труби $\sigma_{\beta\beta}^{(res)}$, які становлять 90МПа на зовнішній і 65МПа на внутрішній поверхні труби. Для характеристик кінетичної діаграми втомного руйнування трубної сталі, представлені у вигляді $dl/dN = C_0 (\Delta K_{ef})^{n_0}$, вибрані значення $C_0 = 1.66 \cdot 10^{-11}$, $n_0 = 3.19$.

Розв'язок системи рівнянь (5.18) побудовано чисельно із застосуванням пакету математичного забезпечення "Mathcad 2000".



a)



б)

Рис. 5.16. Система контурів тріщини в стінці труби після кожного 10 тисяч циклів навантаження: а) – тільки від внутрішнього тиску; б) – з врахуванням залишкових напружень)

Зміну росту тріщини в стінці трубопроводу під дією пульсуючого внутрішнього тиску і у випадку, коли експлуатаційне навантаження поєднується з залишковими напруженнями, проілюстровано на рис. 5.16. В обох випадках початковий дефект становить глибину 20% товщини стінки ($b_0=0,2(2h)$), а його конфігурація визначається співвідношенням $b/a=0.25$. Наведена система контурів, яка зображає положення тріщини через кожних 10 тисяч циклів навантаження. Вплив залишкових напружень проявляється насамперед у суттєвому підвищенні швидкості росту тріщини і зменшують періоду до руйнування.

Для цих же початкових умов на рис. 5.17 наведено графік зміни глибини тріщини залежно від числа циклів навантаження. За наявності залишкових напружень тріщина проростає крізь стінку труби ($b/2h$ дорівнює рівним одиниці) після 44 000 пульсацій, в той час, як при відсутності залишкових напружень – лише після 105 000 пульсацій. Тобто в даному випадку довговічність труби до її розгерметизації відрізняється приблизно в 2,5 рази.

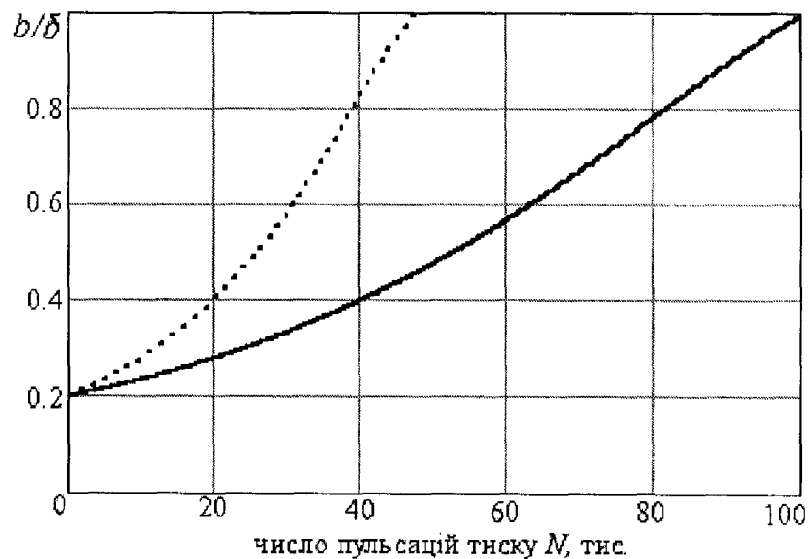


Рис. 5.17. Ріст тріщини в глибину стінки труби: (суцільна лінія – тільки від внутрішнього тиску; пунктирна – з врахуванням залишкових напружень)

На рис. 5.18 для дефектів різної форми b_0/a_0 показано, як змінюється їх подальша конфігурація b/a під дією пульсуючого внутрішнього тиску. Згідно з цими результатами, втомним поверхневим тріщинам властива стійкість їх конфігурації: незалежно від початкових дефектів, їх форма поступово стає приблизно однаковою $b/a \approx 0.8$. Такий ефект підтверджується багатьма експериментальними дослідженнями для циклічного розтягу пластин з поверхневими тріщинами [165]. Добре узгодження експериментальних та розрахункових даних.

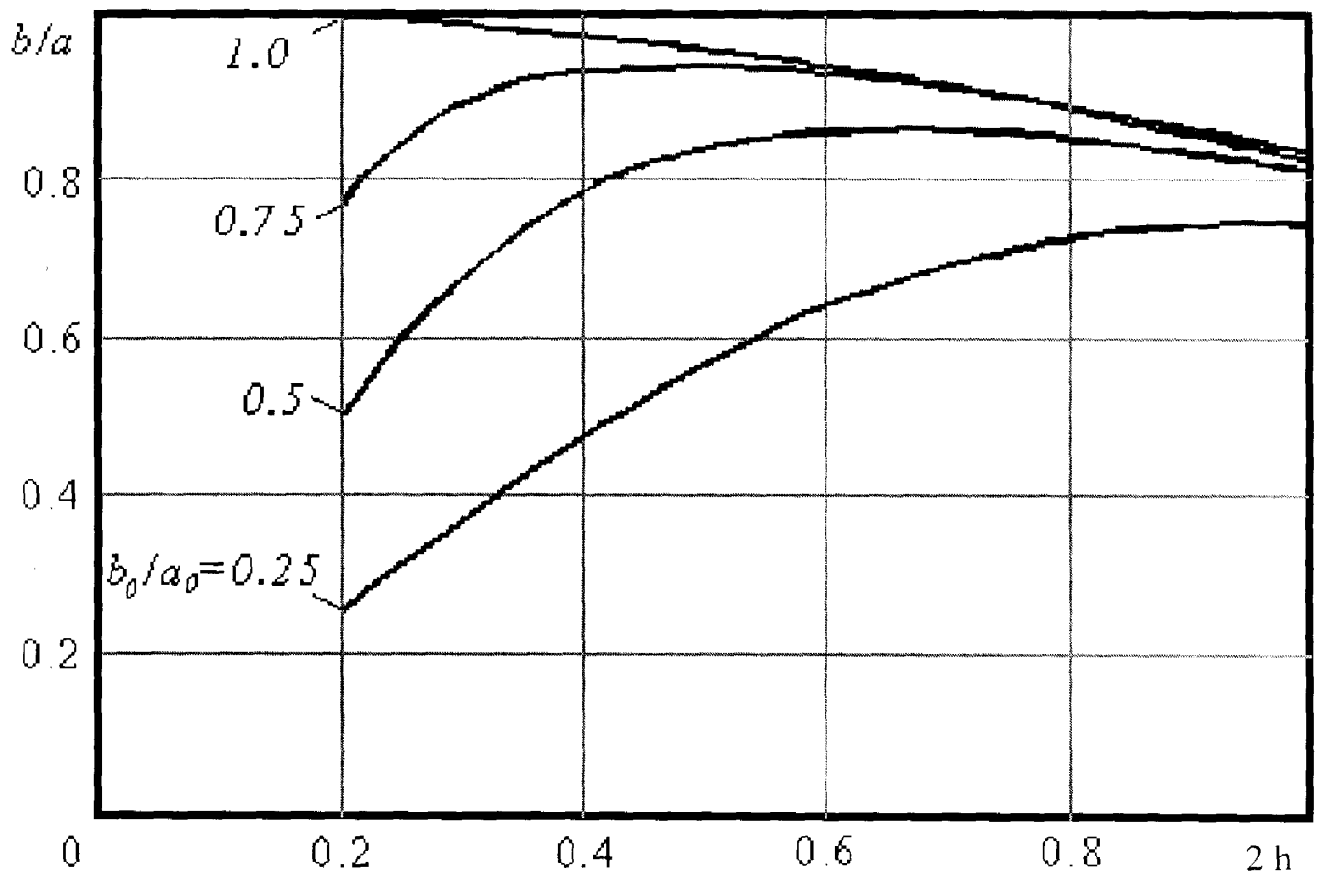


Рис. 5.18. Зміна відношення півосей b/a тріщин з різними початковими конфігураціями в процесі їх росту тільки від внутрішнього тиску

Залишкові напруження впливають на конфігурацію тріщин в процесі їх втомного підростання (рис. 5.19) і приводять до більшого видовження дефектів вздовж поверхні (b/a знижується), ніж за дії тільки пульсуючого навантаження. Внаслідок цього збільшується довжина тріщини, яка утворюється після розгерметизації труби, і зростає загроза лавинного руйнування труби на стадії поширення наскрізної тріщини.

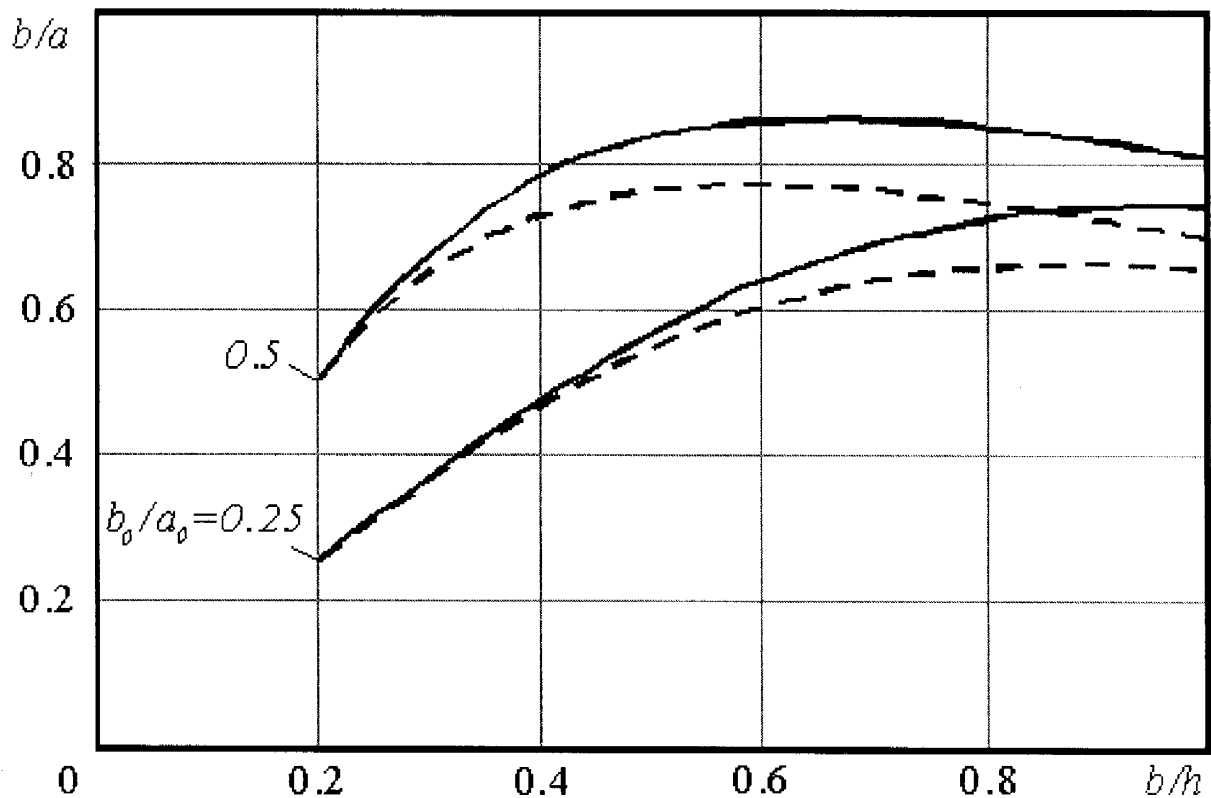


Рис. 5.19. Зміна конфігурації тріщини в процесі її росту: суцільна лінія – тільки від внутрішнього тиску; пунктирна – з врахуванням залишкових напружень

Розрахунок росту втомної поверхневої тріщини з початковими параметрами $b_0=0,2(2h)$, $b_0/a_0=0,25$ показує зниження довговічності труби залежно від величини залишкових напружень (рис. 5.20).

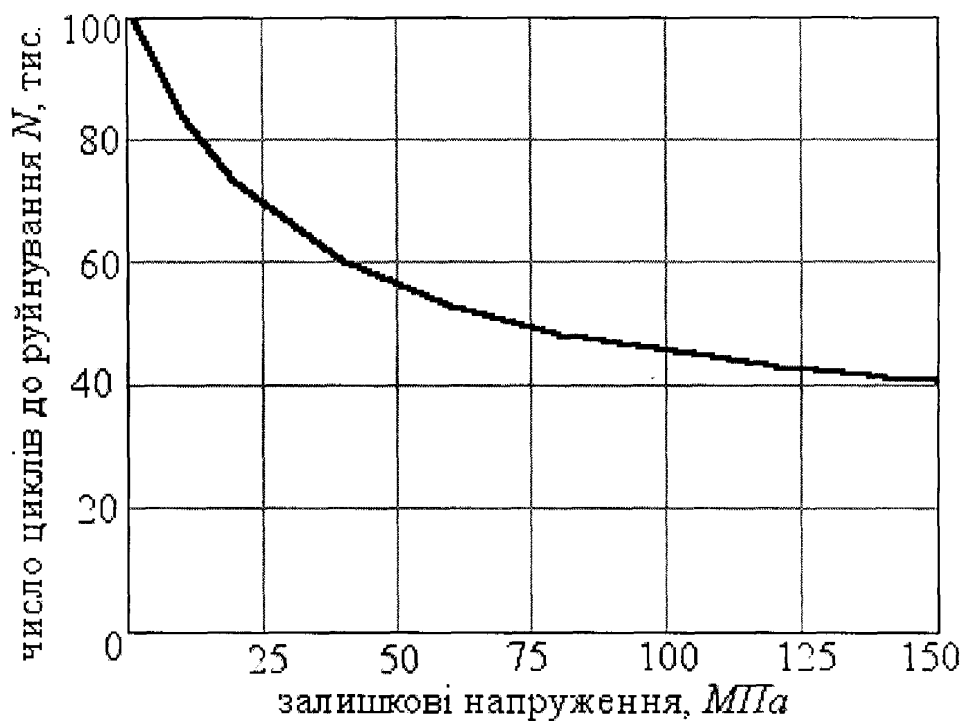


Рис. 5.20. Довговічність труби залежно від величини залишкових напружень

Таким чином, наведені дані показують, що залишкові (технологічні) напруження є важливим фактором, який необхідно враховувати при оцінці несучої (утримувальної) здатності та експлуатаційної довговічності магістральних трубопроводів.

Висновки до розділу 5

1. В рамках відомої моделі закриття тріщини і ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень розвинуто підхід для описання кінетичних діаграм втомного руйнування трубних сталей в інваріантній формі, незалежній від асиметрії циклу навантаження.

2. Проведено апробацію методу, яка показала добре узгодження розрахункових результатів з наведеними в літературі експериментальними даними росту втомних тріщин за різних циклічних навантажень, в тому числі в умовах поєднання їх зі змінними полями залишкових напружень, утворених під час зварювання та термічної обробки.

3. Проведено розрахунок і аналіз розвитку типових поверхневих тріщин в магістральних трубопроводах, ініційованих вихідними дефектами чи експлуатаційними пошкодженнями; зокрема, розглянуто внесок як робочих, викликаних тиском, так і залишкових (технологічних) напружень у руйнування та довговічність трубопроводів.

4. Для МГ $\varnothing 1420 \times 22,5$ мм з поздовжньою тріщиною розмірами (18 x 4,5 мм) на зовнішній поверхні у зоні зварного з'єднання залишкові напруження для розглянутих параметрів навантаження суттєво підвищують швидкість росту тріщини і їх вплив у 2,5 рази зменшує період до розгерметизації труби. Залишкові напруження змінюють також конфігурацію втомних тріщин, зумовлюючи їх видовження вздовж поверхні стінки, внаслідок чого зростає загроза лавинного руйнування труби шляхом поширення наскрізної тріщини.

ВИСНОВКИ

На основі виконаних комплексних теоретичних та експериментальних досліджень шляхом розробки нових розрахунково-експериментальних підходів вирішено важливу науково-технічну задачу з підвищення достовірної оцінки довговічності зварних кільцевих з'єднань магістральних трубопроводів з дефектами типу тріщин під дією циклічного навантаження і залишкових напружень.

1. Розроблено математичну модель для визначення залишкових напружень в трубних стикових зварних з'єднаннях, виконаних багат шаровими кільцевими швами. В рамках теорії оболонок отримано вирази для обчислення колових $\sigma_{\beta\beta}$ і поздовжніх $\sigma_{\alpha\alpha}$ напружень в трубопроводі, що викликані локалізованими двовимірними полями колових $e_{\beta\beta}^0$ і осьових $e_{\alpha\alpha}^0$ пластичних деформацій. Для визначення цих деформацій побудовано функціонал, що виражає нев'язку між усередненими експериментальними характеристиками напруженого стану σ_+^E , які можна отримати неруйнівними методами, і аналогічними характеристиками σ_+^T , обчисленими теоретично.

2. Для заданої множини функцій, що апроксимують розподіл деформацій $e_{\beta\beta}^0$ і $e_{\alpha\alpha}^0$ проведено числовий аналіз прямої задачі і оцінено вплив ширини зони пластичних деформацій та їх градієнтів вздовж твірної і по товщині труби на напружений стан у зварному з'єднанні.

3. На основі експериментальних досліджень, проведених на трубах зі сталі X70 МГ “Більче-Волиця-Долина” $\varnothing 1420 \times 22,5$ мм електромагнітним методом за допомогою приладу “MESTR-411”, та розв'язку оберненої задачі в рамках розробленої математичної моделі визначено залишкові напруження в зоні кільцевого зварного шва. При цьому враховано неоднорідність

розподілу напружень в зоні контакту електромагнітного перетворювача трансформаторного типу із поверхнею труби та вплив структурних змін в ЗТВ на відлікові покази приладу. Встановлено, що колові залишкові напруження розтягальні біля зварного шва, а з віддаленням від осі шва вони переходять у стискальні. Осьові напруження при віддаленні від осі шва розтягальні на внутрішній і стискальні на зовнішній поверхнях.

4. В рамках математичної моделі закриття тріщини і концепції ефективного розмаху коефіцієнта інтенсивності напружень, використавши закон росту тріщини в ефективних координатах, отримано систему нелінійних диференціальних рівнянь зміни півосей поздовжньої півеліптичної тріщини в трубі в процесі її росту. Ці рівняння разом з початковими умовами для вихідних розмірів тріщини становлять розрахункову модель оцінки впливу залишкових напружень на ріст втомних тріщин в стінках трубопроводів до їх критичних розмірів.

5. Досліджено вплив зварювальних напружень на довговічність магістрального газопроводу з зовнішнім поздовжнім тріщиноподібним дефектом під дією пульсуючого внутрішнього тиску. Визначено характеристики циклічної тріщиностійкості зварного з'єднання на основі кінетичної діаграми втомного руйнування прямокутного компактного зразка зі зварним швом. Встановлено, що урахування дії зварювальних напружень може значно вплинути на довговічність трубопроводу. Так для трубопроводу $\varnothing 1420 \times 22,5$ мм з півеліптичною тріщиною з розмірами півосей $18,0 \times 4,5$ мм біля зварного шва під дією пульсуючого внутрішнього тиску розглянутий рівень залишкових напружень істотно підвищує швидкість росту тріщини і зменшує у 2,5 рази період до розгерметизації труби. Залишкові напруження впливають на конфігурацію тріщин в процесі їх втомного підростання і зумовлюють більше видовження дефектів вздовж труби.

СПИСОК ВИКОРИСТАНИХ ДЖЕРЕЛ

1. Айбиндер А.Б., Камерштейн А.Г. Расчет магистральных трубопроводов на прочность и устойчивость: Справ. пособие. – М.: Недра, 1982. – 343 с.
2. Алексеев Г.В., Леонов В.П. Некоторые закономерности роста трещин при циклических нагрузках // Выбор и обоснование методов и норм контроля качества сварных соединений. – Л.: ЛДНТП, 1976. – С. 36-43.
3. Аналитическое описание закономерностей распространения усталостных трещин с учетом остаточных сварочных напряжений / В.И. Труфяков, В.В. Кныш, П.П. Михеев, А.З. Кузьменко // Автомат. сварка. – 1985. - № 6. – С. 1-4.
4. Андрейкив А.Е., Дарчук А.И. Усталостное разрушение и долговечность конструкций. – Киев: Наук. думка, 1992. –184 с.
5. Аскарлов Р.М. Напряженно-деформированное состояние газопроводов, пораженных КРН // Газовая промышленность. – 2003. - № 4. – С. 53-56.
6. Бабин Л.А., Быков Л.И., Волохов В.Я. Типовые расчеты по сооружению трубопроводов. – М.: Недра, 1979. – 176 с.
7. Багрянницький К.В., Добротина З.А., Хренов К.К. Теория сварочных процессов. Издательское объединение «Вища школа», 1976, 424 с.
8. Бакаев В.В. Технологии и оборудование компании «Розен» для диагностики объектов нефтегазовой отрасли // Материалы 3 научн. – техн. конф. “Надёжность и безопасность магистрального трубопроводного транспорта”. – Минск. – 2000. – С. 120 – 123.
9. Банахевич Ю.В., Бубняк А.М., Бубняк І.М., Гвоздевич О.В., Драгілев А.В., Кичма А.О. Спосіб проведення моніторингу нафтогазопроводу. Патент на винахід № 73429 Оpubл. в Бюл №7 від 15.07.2005. - С. 1-3.

10. 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 // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2003. – № 1. (6). – С. 77 – 81.
11. Безухов Н. И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести. – М.: Высшая школа, 1968. – 512 с.
12. Березин В. Л., Шутов В. Е. Прочность и устойчивость резервуаров и трубопроводов. – М.: Недра, 1973. – 200 с.
13. Білобран Б.С., Шлапак Л.С. Напружено-деформований стан трубопроводу при його підсадці // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. – 2003. – № 1. (6). – С. 107 – 110.
14. Биргер И.А., Козлов М.Л. Остаточные напряжения: проблемы и перспективы // Труды III всесоюзного симпозиума “Технологические остаточные напряжения”. – Москва: Ин-т проблем механики АН СССР, 1988. – С. 60 – 73.
15. Бондаренко Ю.К., Фурман Я.М., Бондаренко А.Ю., Ковальчук О.В. Проблемы определения ресурса сварных конструкций (обзор) // Техническая диагностика. - 2005. - № 1. - С. 3-9.
16. Бородавкин П.П., Березин В.Л. Сооружение магистральных трубопроводов. – М.: Недра, 1977. – 407 с.
17. Бут В.С., Грецький Ю.Я., Розгонюк В.В., Коломєєв В.М. Обґрунтування нового підходу до виконання зварювальних робіт на трубопроводах під тиском // Нафтова і газова промисловість. – 2001. – № 4. – С. 33 – 39.
18. Ведомственные строительные нормы: ВСН 006 – 89. Сварка и контроль качества сварных соединений при сооружении

- магистральных газопроводов. – Утв. Миннефтегазстрой СССР 14.03.89: Введ. 01.07.89 г. – М. – 1989. – 192 с.
19. Верлань А.Ф., Сизиков В.С. Интегральные уравнения: методы, алгоритмы, программы. – К.:Наук. думка, 1986. – 544с.
 20. ВБН В.2.3–00018201.04–2000. Відомчі будівельні норми України. Розрахунки на міцність діючих магістральних трубопроводів з дефектами. – К.: Держнафтогазпром, 2000. – 57 с.
 21. Винокуров В. А., Григорьянц А. Г. Теория сварочных деформаций и напряжений. – М.: Машиностроение, 1984. – 280 с.
 22. Винокуров В. А., Калинин В. Н. Экспериментальное исследование временных перемещений цилиндрических обечаек при сварке кольцевого шва // Изв. вузов. Машиностроение. – 1974. – № 11 – С. 153 – 157.
 23. Влияние асимметрии цикла нагружения на трещиностойкость конструкционных сплавов // А.В. Ясний, В.В. Покровский, В.Г. Каплуненко и др. // Пробл. прочности. – 1982. - № 11. – С. 29-31.
 24. Влияние остаточных напряжений на траекторию и скорость распространения трещин при циклическом нагружении сварных соединений / Г.П. Карзов, В.А. Кархин, В.П. Леонов, Б.З. Марголин // Автомат. сварка. – 1986. - № 6. – С. 5-10.
 25. Гатовский К. М., Кархин В. А. Теория сварочных деформаций и напряжений: Учебное пособие. – Л.: Ленингр. кораблестроительный ин-т, 1980. – 331 с.
 26. Гатовский К. М. Определение сварочных деформаций и напряжений с учетом структурных превращений металла // Сварочное производство. – 1973. – №11. – С. 3 – 6.

27. Глинка Г. Влияние формы распределения остаточных напряжений на рост усталостных трещин // Пробл. прочности. – 1978. - № 5. – С. 51-54.
28. Говдяк Р.М. Трубопровідне транспортування природного газу в ХХІ ст. Проблеми і перспективи розвитку // Нафтова і газова промисловість. – 2001. – № 2. – С. 29 – 32.
29. Гончарук М.І. Корозія та розгерметизація газопроводів // Нафтова і газова промисловість. – 2003. – № 2. – С. 56 – 57.
30. Грудз В.Я., Грудз Я.В. Аналіз руху поршнів по трасі газопроводу “Братерство” // Нафта і газ України. Збірник наукових праць: Матеріали 6-ої Міжнародної науково-практичної конференції “Нафта і газ України –2000”. – Том 3. – Івано-Франківськ. – 2000. – С. 36 – 38.
31. Грудз В.Я., Попадюк І.Й., Мартинюк О.Т. Вплив антикорозійного покриття внутрішньої поверхні на міцність трубопроводу // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ.- Івано-Франківськ.- 2004.- №2 (11).- С 25-27.
32. Гумеров А.Г., Гумеров К.М., Росляков А.В. Разработка методов повышения ресурса длительно эксплуатирующихся нефтепроводов. – М.: ВНИИОНГ, 1991. – 83 с.
33. Гуревич С.Е., Едидович Л.Д. О скорости распространения трещины и пороговых значениях коэффициента интенсивности напряжений в процессе усталостного разрушения // Усталость и вязкость разрушения металлов. – М.: Наука, 1974. – С. 36-78.
34. Дарчук О.І. Драгілев А.В. Моделювання впливу залишкових напружень на швидкість росту втомних тріщин у зварних з’єднаннях. – Машинознавство. – 2005. - № 3(93). – С. 7-12.

35. Дарчук О.І. Застосування моделі смуг реверсивного течіння матеріалу в тонких смугах пластичності для прогнозування росту втомних тріщин. – Фіз.-хім. механіка матеріалів, 2001, № 2. С. 21-32.
36. Довідник експлуатаційників газонафтового комплексу / Розгонюк В.В, Хачикян Л.А., Григіль М.А., Удалов О.С. – К.: “Росток”, 1998. – 430 с.
37. Драгілев А.В. Оцінка впливу перепаду пластичних деформацій по товщині труби на розподіл залишкових напружень в зоні монтажного зварного шва магістрального трубопроводу. “Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ” Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал 2 (15) 2005, Івано-Франківськ. С. 50-53.
38. Драгілев А.В. Дослідження напруженого стану в зоні кільцевих зварних швів трубопроводів електромагнітним методом // Методи та прилади контролю якості. – № 15. - 2005 р. - С. 113-115.
39. Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Бубняк І.М., Бубняк А.М., Кичма А.О., Гвоздевич О.В. Методика проведення моніторингу технічного стану нафтогазопроводів з врахуванням напружень в земній корі. “Нафта і газ України” Матеріали 8^{-ої} науково-практ. конф. “Нафта і газ України - 2004”. – Судак. - 29 вересня-1 жовтня 2004 р. - т.2. Київ-2004. - С. 145-146.
40. Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Осадчук В.А., Кичма А.О. Діагностика напружень у трубах шлейфів і трубопровідних обв’язок з корозійними дефектами навколо зварного шва. Науковий вісник Івано-Франківського національного технічного університету нафти і газу. – 2(8). – 2004. - С. 102-107.
41. Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Осадчук В.А., Кичма А.А. Определение остаточных напряжений в трубопроводах около

- монтажных сварных швов // Материалы XIV Международной деловой встречи “Диагностика-2004”.- Том 2. – Часть 1.- Арабская республика Египет.- 2004.- с.83-86.
42. Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Осадчук В.А., Кичма А.О. Спосіб визначення напруженого стану біля зварних з’єднань трубопроводів / Декларційний патент №7910 Опубл. в Бюл. №7 від 15.07.2005. - 2 с.
43. Драгилев А.В., Банахевич Ю.В., Осадчук В.А., Кичма А.А. Расчетно-экспериментальный метод и оборудование для проведения диагностики напряженного состояния сварных соединений трубопроводов // Материалы XV Международной деловой встречи «Диагностика-2005». – Том 1. Сочи. 2005. – С. 122-126.
44. Драгілев А.В., Осадчук В.А. Математична модель розрахунково-експериментального визначення залишкових напружень в магістральних трубопроводах біля монтажних швів. “Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ” Всеукраїнський щоквартальний науково-технічний журнал 1 (14) 2005, Івано-Франківськ. С. 25-29.
45. Дубов А. А., Загребельный В. И., Мозговой А. П. В., Рудаков А. Н. Диагностика стальных конструкций методом магнитной памяти // Тези доповідей Міжнародної конференції “Сварные конструкции”. – Київ. – 2000. – С.11.
46. Экспериментальные методы исследования деформаций и напряжений: Справочное пособие / Касаткин Б.С., Кудрин А.Б., Лобанов Л.М., Пивторак В.А. и др. – К.: Наукова думка, 1981. – 584 с.
47. Закон України. Про трубопровідний транспорт // Голос України. – 1996. – № 108 – С. 6 – 7.

48. Игнатъева В.С., Кулахметьев Р.Р., Ларионов В.В. Влияние остаточных напряжений на развитие усталостной трещины в области сварного стыкового шва // Автомат. сварка. – 1985. - № 1. – С. 1-4.
49. Иткин А.Ф., Коваль Р.И., Банахевич Ю.В., Драгилев А.В. Анализ результатов диагностики трубопроводов и их влияние на виды и объемы ремонтных работ // Материалы XII Международной деловой встречи "Диагностика – 2002". – Том 3. – Часть 1. – Турция. – 2002. – С. 28 – 31.
50. Каплун А.Б. Влияние параметров цикла нагружения на рост усталостных трещин. (Обзор) –Физ.-хим. механика материалов. –1978. –№ 6. –С. 47-54.
51. Капцов И.И., Гончаров В.Н., Гончар В.Н. Восстановительные работы на МГ: пути повышения эффективности // Газовая промышленность. – 1990. – №4. – С. 28 – 30.
52. Карпаш О.М., Зінчак Я.М., Криничний П.Я. та інші. Забезпечення експлуатаційної надійності магістральних газопроводів //Тезиси докладов научно-технічного семінара “Повышение эксплуатационной надежности линейной части магистральных газопроводов газотранспортной системы ДК “Укртрансгаз”. – Киев. – 2002. – С. 38 – 39.
53. Касаткин Б. С. Оценка некоторых методов определения остаточных напряжений в сварных соединениях конструкционных сталей для диагностики (обзор) // Техническая диагностика. – 2005. - № 4. – С. 13-18.
54. Касаткин Б. С., Прохоренко В. М., Чертов И. М. Напряжения и деформации при сварке. – К.: Вища школа, – 1987. – 246 с.

55. Кир'ян В. І. До продовження терміну експлуатації магістральних трубопроводів, які відпрацювали свій нормативний строк // Механіка і фізика руйнування будівельних матеріалів та конструкцій. – Львів: Каменяр. – 1998. – В. 3. – С. 608 – 614.
56. Ковалко М.П. Методи та засоби підвищення ефективності функціонування систем трубопровідного транспорту газу. – Київ: Українські енциклопедичні знання, – 2001. – 288 с.
57. Коваль В.М., Сидор Ю.М., Розганюк В.В., Банахевич Ю.В. Дослідження корозійного стану газопроводів на складних ділянках траси // Матеріали наук.-тех. конф. “Сучасні прилади, матеріали та технології для технічної діагностики та неруйнівного контролю нафтогазового, хімічного та енергетичного обладнання. Сучасний підхід до підготовки фахівців з НК і ТД”. – Івано-Франківськ. – 1996. – С. 40 – 42.
58. Ковальчук В.С., Труфяков В.И. Расчетное определение скорости развития усталостных трещин при двухчастотном нагружении // Автом. Сварка. – 1983. - № 127. – С. 68-69.
59. Когаев В.П., Махутов Н.А., Гусенков А.П. Расчеты деталей машин и конструкций на прочность и долговечность: Справочник. – М.: Машиностроение, 1985. – 224 с.
60. Красовский А.Я., Красико В.Н. Трещиностойкость сталей магистральных трубопроводов. Киев: Наукова думка, 1990. – 173 с.
61. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Методологічні аспекти дослідження взаємозв'язку процесів деформації та руйнування трубопроводів // Нафтова і газова промисловість. – 2002. – № 5. – С. 33 – 38.

62. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Низькочастотна корозійна втома сталі морських трубопроводів // Фізико-хімічна механіка матеріалів. Спец. випуск № 3. Проблеми корозії та протикорозійного захисту матеріалів. – т. 2. – С. 794-797.
63. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Особливості деформування текстурованої сталі трубопроводу при навантаженні чистим згином // Науковий вісник Національного Технічного Університету Нафти і газу. – 2001. - № 1. – С. 57-61.
64. Крижанівський Є.І., Побережний Л.Я. Прогнозування поведінки матеріалу трубопроводу за даними повторно-статичних випробувань лабораторних зразків-моделей // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. Серія: Нафтогазопромислове обладнання. – 2001. – 4. - № 38. – С. 3 – 8.
65. Курихара, Като, Кавахара Анализ скоростей распространения усталостной трещины в широком диапазоне изменения значений коэффициента асимметрии цикла. –Теоретические основы инженерных расчетов. –1986, №2. С. 133-141.
66. Куркин С.А. Прочность сварных тонкостенных сосудов, работающих под давлением. – М.: Машиностроение, 1959. – 184 с.
67. Лінчевський М.П., Саркісов В.О., Лерман М.Г. Вибір та атестація технологічних процесів зварювання // Нафтова і газова промисловість. – 2003. – №4. – С. 40 – 41.
68. Лінчевський М.П., Саркісов В.О., Парафіла А.Т. Обетонювання дюкерної частини підводного переходу через р. Дунай // Нафтова і газова промисловість. – 2003 р. № 5. – С. 51 – 54.
69. Лобанов Л. М., Пивторак В. А., Киянец И. В., Олейник В. М. Неразрушающий контроль качества композитных труб методом

- электронной ширрографии // Тези доповідей Міжнар. конф. “Сварные конструкции”. – К. – 2000. – С.14.
70. Лобанов Л. М., Пивторак В. А., Кротенко П. Д. та інші. Компьютерная система для определения остаточных напряжений методом отверстий в сочетании с голографической интерферометрией // Тези доповідей Міжнар. конф. “Сварные конструкции”. – К. – 2000. – С.51.. – С. 5 – 9.
71. Лобанов Л.М., Пивторак В.А., Савицький В.В., Ткачук Г.И. Методика определения остаточных напряжений в сварных соединениях и элементах конструкций с использованием электронной спекл-интерферометрии // Автоматическая сварка. – 2006. - № 1. – С. 25-30.
72. Лобанов Л. М., Санченко Н. А., Павловский В. И., Пашин Н. А. Математическая модель для определения взаимных, продольных смещений элементов конструкций при сварке // Автоматическая сварка. – 1998. – № 3 (540)
73. Мазур И.И., Иванцов О.М. Безопасность трубопроводных систем. – М. Издательство Центр «ЕЛИМА». – 2004. – с. 1096.
74. Макаренко В.Д., Чернов В.Ю., Крижанівський Є.І., Прохоров М.М. Аналіз і оцінювання працездатності та тріщиностійкості зварних трубопроводів // Нафт. і газова промисловість. – 2003. – № 4. – С. 47 – 50.
75. Махненко В.И. Влияние остаточных напряжений на распространение усталостных трещин в элементах сварных конструкций // Автомат. сварка. – 1978. - № 4. – С. 1-3.
76. Махненко В. И., Великоиваненко Е. А., Махненко О.В. и др. Исследование влияния фазовых превращений на остаточные напряжения при сварке кольцевых стыков труб // Автоматическая сварка. – 2000. – № 5 – С. 3 – 8.

77. Махненко О.В., Великоиваненко Е.А., Мусияченко А.В. Неосесимметричное распределение напряжений и остаточных деформаций при сварке тонкостенных цилиндрических оболочек // Автом. сварка. – 1993. - № 4. – С. 3-8.
78. Махненко О.В., Великоиваненко Е.А., Розынка Г.Ф. Математическое моделирование многопроходной дуговой сварки кольцевых швов толстостенных оболочек // Сб. тр. междунар. конф. “Математическое моделирование и информационные технологии в сварке и родственных процессах”. – 2002. – С. 231-234.
79. Махненко В.И., Починок В.Е. Сопротивление циклическим нагрузкам сварных соединений, имеющих швы с неполным проплавлением // Автомат. сварка. – 1984. - № 10. – С. 33-40.
80. Махненко В. И. Расчетные методы исследования кинетики сварочных напряжений и деформаций. – К.: Наукова думка, 1976. – 320 с.
81. Махненко В. И. Тепловые и деформационные процессы в шве и околошовной зоне при сварке. – К.: Наукова думка, 1976. – 48 с.
82. Махненко В. И., Шекера В. М., Избенко Л. А. Некоторые особенности в распределении напряжений и деформаций от кольцевых швов в цилиндрических оболочках // Автоматическая сварка. – 1970. – № 12. – С. 43 – 47.
83. Махненко В. И., Шекера В. М. Исследование напряжений и деформаций при сварке цилиндрических оболочек с кольцевыми ребрами жесткости // Автоматическая сварка. – 1981. – № 8. – С. 1 – 7.
84. Махорт Ф. Г. О теории деформирования поляризующихся и намагничивающихся тел // Прикладная механика. – 1980. – № 3. – С. 22 – 31.

85. Махутов Н.А. Деформационные критерии разрушения и расчет элементов конструкций на прочность. – М.: Машиностроение, 1981. – 272 с.
86. Методика оцінки технічного стану металу діючого газопроводу з тривалим строком експлуатації (більше 10 років) та залишкового ресурсу його безпечної роботи. Київ. – УкрНДІгаз, 2001. – 106 с.
87. Методика расчетной оценки циклической трещиностойкости сварных соединений с учетом влияния остаточных напряжений / В.И. Труфяков, В.В Кныш, П.П Михеев, И.С. Коваленко // Автомат. Сварка. – 1990. - №1. –С. 1-4.
88. Механіка руйнування і міцність матеріалів: Довідн. Посібник / Під загальною ред. В.В. Панасюка. – Київ. – Наук. думка, 1998. – т. 5. - 1132 с.
89. Нафтогаз України: перші кроки у третє тисячоліття // Нафтова і газова промисловість. – 2000. – № 2 – С. 1 – 7.
90. Недосека А. Я. Влияние деформаций по толщине на остаточное напряжение в пластине со сварной точкой // Автоматическая сварка. – 1973. – № 7. – С. 30 – 34.
91. Недосека А. Я. Основы расчета и диагностики сварных конструкций. – К.: Индпром, 1998. – 640 с.
92. Недосека А.Я., Фомичев С.К., Минаков С.Н. и др. Особенности измерения механических напряжений электромагнитным методом в трубопроводах и сосудах давления газового и нефтяного комплекса (методические материалы) // Техническая диагностика и неразрушающий контроль.- №1, 1996.- С. 55-66.

93. Николаев Г. А., Куркин С. А., Винокуров В. А. Сварные конструкции. Прочность сварных соединений и деформации конструкций. – М.: Высшая школа, 1982. – 272 с.
94. Окерблом Н. О. Расчет деформаций металлоконструкций при сварке. – М. – Л. ГНТИМЛ: Машгиз, 1955. – 214 с.
95. Ориняк В.І., Розгонюк В.В., Тороп В.М. Ресурс, довговічність і надійність трубопроводів. Огляд сучасних підходів і проблеми нормативного забезпечення в Україні // Нафтова і газова промисловість. – 2003. – № 4. – С. 54 – 57.
96. Осадчук В., Большаков М., Палаш В. Неруйнівний метод визначення залишкових напружень у зварних оболонках // Машинознавство. – 1997. – №1. – С.5 – 9.
97. Осадчук В. А. Діагностування залишкових технологічних напружень в елементах конструкцій розрахунково-експериментальним методом // Мат. методи та фіз.-мех. поля. – 2003. – 46, № 1. – С. 88–104.
98. Осадчук В.А., Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Пороховський В. Діагностування залишкових напружень у нафтогазопроводах в околі кільцевих зварних швів розрахунково-експериментальним методом. Машинознавство, 2003, №11. - С. 23-27.
99. Осадчук В.А., Драгілев А.В., Банахевич Ю.В., Пороховський В. Діагностування напруженого стану магістральних газопроводів в околі стикових зварних з'єднань розрахунково-експериментальним методом. Під заг.ред. В.В. Панасюка. – Львів: фіз.-мех. Ін-т ім. Г.В. Карпенка НАН України, 2004. – С. 439-444.
100. Осадчук В.А., Драгілев А.В., Кичма А.О. Розрахунково-експериментальне діагностування напруженого стану біля зварних швів трубопроводів // Тезиси докладов научно-практического семинара

“Повышение надежности сварных соединений при монтаже и ремонте технологического оборудования в энергетике”.- 12-15 октября 2004 г.- Киев.- С. 46-47.

101. Палцан И. Г., Банахевич Ю. В., Драгилев А. В., Шлапак Л. С. Проблемы надежности газопроводов в сложных условиях // XI-я Международная деловая встреча «Диагностика - 2001». – Москва: ИРЦ Газпром – 2001. – С. 186 – 190.
102. Панасюк В. В., Андрейків О. Є. Нові підходи до оцінки довговічності зварних з'єднань // Автоматическая сварка. – 2000. – № 9–10. – С. 92 – 96.
103. Панасюк В.В., Андрейків О.Є. Механіка втомного руйнування матеріалів і довговічність зварних конструкцій: деякі досягнення та перспективи / Сб. тр. междун. конф. Сварка и родственные технологии – в XXI век. НАН Украины, ин-т. ИЭС им. Е.О. Патона. – Киев. – 1998. – С. 203-216.
104. Панасюк В.В. Механика квазихрупкого разрушения материалов. – Киев: Наук. думка, 1991. –408 с.
105. Панасюк В.В. Предельное равновесие хрупких тел с трещинами. – Киев: Наук. думка, 1968. –246 с.
106. Патон Є.О., Горбунов Б.М., Бернштейн Д.І., Дзевалтовський К.І. Усадкові напруги при зварюванні циліндричних посудин / під. ред. Є.О. Патона. – К.: Видавництво Академії наук УРСР, 1936. – 166 с.
107. Патон Б.Е., Недосека А.Я. Диагностика и прогнозирование остаточного ресурса сварных конструкций (состояние вопроса и перспективы развития) // Техн. диагностика и неразруш. Контроль. – 1992. - № 1. – С. 3-17.

108. Патон Б. Е., Недосека А. Я. Диагностика сварных конструкций и обеспечение безопасности окружающей среды // Праці Міжнар. конф. “Механіка руйнування матеріалів і міцність конструкцій”. – Том 3. – Випуск 2. – Львів: Каменяр, 1999. – С. 38 – 52.
109. Патон Б. Е., Недосека А. Я. Концепция технической диагностики трубопроводного транспорта // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 1992. – № 3 – С. 3 – 13.
110. Патон Б. Е., Недосека А. Я. Новый подход к оценке состояния сварных конструкций // Автоматическая сварка. – 2000. – № 9 – 10. – С. 97 – 99.
111. Патон Б. Е., Недосека А. Я. О развитии работ по диагностике состояния конструкций и сооружений // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 1996. – № 1 – С. 3 – 10.
112. Патон Б. Е., Недосека А. Я., Фомичев С. К., Яременко М. А. Обоснование методов обследования и выбор мест шурфовки магистральных газопроводов // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 1999. – № 1 – С. 3 – 12.
113. Патон Б. Е., Труфяков В. И., Гуца О. И., Гузь А. Н., Махорт Ф. Г. Ультразвуковой неразрушающий метод измерения напряжений в сварных конструкциях // Диагностика и прогнозирование разрушения сварных конструкций. – 1986. – № 2. – С. 13 – 19.
114. Пэрис П., Ердоган Ф. Критический анализ законов распространения трещины // Техн. механика / Пер. с англ. – 1963. – Сер. Д., № 4. – С. 60-68.
115. Перун Й.В. Магистральные трубопроводы в горных условиях. – М.: Недра, 1987. – 175 с.

116. Перун Й.В., Шлапак Л.С., Розгонюк В.В., Банахевич Ю.В. Досвід дослідження напружено–деформованого стану газопроводів акустичними та магнітними методами // Сучасні прилади, матеріали та технології для технічної діагностики та неруйнівного контролю нафтогазового, хімічного та енергетичного обладнання. Сучасний підхід до підготовки фахівців з НК і ТД. Матеріали наук.–тех. конф. – Івано–Франківськ. – 1996. - С. 33 – 37.
117. Петрина Ю.Д., Онищук О.О., Петрина Д.Ю., Стоцький І.М. Вплив наводнювання та попереднього пластичного деформування на тріщиностійкість трубопроводів // Розвідка та розробка нафтових і газових родовищ. 2003.- № 2(7).- С. 102-105.
118. Петров Н. Г., Халиков Р. Р., Кузнецов А. Н. Аналитические подходы к решению задачи прогнозирования безаварийной эксплуатации ЛЧ МГ // XI-я Международная деловая встреча «Диагностика – 2001». – М.: ИРЦ Газпром – 2001. – С. 50 – 63.
119. Підстригач Я. С., Ярема С. Я. Температурні напруження в оболонках. – К.: Видавництво АН УРСР, 1961. – 212 с.
120. Подстригач Я. С., Осадчук В. А. Исследование напряженного состояния цилиндрических оболочек, обусловленного заданным тензором несовместных деформаций и его приложения к определению сварочных напряжений // Физ. – хим. механика материалов. – 1968. – № 4. – С. 400 – 407.
121. Подстригач Я. С., Осадчук В. А., Карасев Л. П. Приближенный расчет остаточных сварочных напряжений в цилиндрических оболочках // Пробл. прочности. – 1975. – № 7. – С. 8 – 13.

122. Подстригач Я. С., Пляцко Г. В., Осадчук В. А. К определению остаточных сварочных напряжений в цилиндрических оболочках // Автоматическая сварка. – 1971. – № 3 – С. 50 – 58.
123. Практические примеры расчета на сопротивление хрупкому разрушению трубопроводов под давлением / А.Р. Даффи, Д.М. Мак Клур, Р.Д. Айбер, У.А. Мэкс // Разрушение. –М.: Машиностроение, 1977. –Т. 5. –С. 146–209.
124. Прочность газопромысловых труб в условиях коррозионного износа / Гутман Э.М., Зайкуллин Р.С., Шаталов А.Т. и др. М.: Недра, 1984. – 76 с.
125. Прочность сварных соединений при переменных нагрузках. / Под редакцией В.И. Труфякова –Киев: Наук. думка, 1990. –256 с.
126. Развитие усталостных трещин в тавровых соединениях с учетом сварочных напряжений / Г.П. Карзов, В.А. Кархин, В.П. Леонов, Б.З. Марголин // Проблемы прочности.- 1983. - №11. - С.70-73.
127. Расчетно-экспериментальное исследование сварочных напряжений в зоне кольцевых сварных стыков трубопроводов ДУ 300 КМПС УАЭС-3 / В.И. Махненко, О.Г. Касаткин, Е.А. Великоиваненко, В.М. Шекера // Сб. тр. 5-ой междуна. конф. “Материаловедческие проблемы при проектировании и эксплуатации оборудования АЭС”. – Т. 2. – 1998. – С. 53-66.
128. РД 50-345-82. Методические указания. Расчеты и испытания на прочность. Методы механических испытаний металлов. Определение характеристик трещиностойкости (вязкости разрушения) при циклическом нагружении –М.: Изд-во стандартов, 1983. –95 с.
129. Розгонюк В. В., Шлапак Л. С., Коваль В. М. Про створення централізованої системи технічного нагляду і діагностування лінійної

- частини магістральних газопроводів України // Нафтова і газова промисловість. – 1998. – № 5. – С. 38 – 41.
130. Романив О.Н., Никифорчин Г.Н. Механика коррозионного разрушения конструкционных сплавов. –М.: Металлургия, 1986. –294 с.
131. Ромвари П., Том Л., Надь Д. Анализ закономерностей распространения усталостных трещин в металлах //Пробл. Прочности. – 1980. - № 12. – С. 18-28.
132. Савула С.Ф., Банахевич Ю.В., Драгилев А.В., Кычма А.А. Опыт применения электромагнитного маркирования при проведении внутритрубной диагностики газопроводов в УМГ «Львовтрансгаз». Материалы XIII Международной деловой встречи "Диагностика - 2003" Мальта. – 2003. Том 3. - Часть 1. - С. 70-74.
133. Сварные строительные конструкции. Типы конструкций: В 2-х т. Т. 1 / Под ред. Л. М. Лобанова – К.: ИЭС им. Патона, 1993 –416 с.
134. Сварные строительные конструкции. Типы конструкций: В 2-х т. Т. 2 / Под ред. Л. М. Лобанова – К.: ИЭС им. Патона, 1997 – 680с.
135. Середницький Я., Банахевич Ю.В., Драгілев А.В. Сучасна протикорозійна ізоляція в трубопровідному транспорті. Львів-Київ 2004, 2-а частина. ТЗОВ "Сплайн". - 276 с.
136. Середюк М.Д., Люта М.В. Розробка математичних моделей для ефективного коефіцієнта змішування у зоні гідравлічно гладких труб // Розвідка і розробка нафтових і газових родовищ. – Т.1., Вип. 35. – 1998. – С.183 – 198.
137. СНиП – 2.05.06-85. Строительные нормы и правила: Нормы проектирования магистральных трубопроводов. – М.: Стройиздат, 1985. –62 с.

138. Сосуды и трубопроводы высокого давления: Справочник / Е.Р. Хисматулин, Е.М. Коралев, В.И. Лившиц и др. –М.: Машиностроение, 1990. –384 с.
139. Талыпов Г.В. Сварочные деформации и напряжения. – Ленинград: Машиностроение, 1973. – 278 с.
140. Тимошенко С.П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука, 1975. – 576 с.
141. Тихонов А.Н., Арсенин В.Я. Методы решения некорректных задач. – М.: Наука, 1979. – 256 с.
142. Трочун И.П. Внутренние усилия и деформации при сварке. – М.: Машиностроение, 1964. – 247 с.
143. Трощенко В.Т. Деформирование и разрушение металлов при многоцикловом нагружении. –Киев: Наук. думка, 1981. –344 с.
144. Трощенко В.Т., Покровский В.В., Прокопенко А.В. Трещиностойкость металлов при циклическом нагружении. – Киев: Наук. думка, 1987. – 251 с.
145. Трубопровідний транспорт / за ред. М.П. Ковалка. – Київ: Агенство з раціонального використання енергії та екології, 2002. – 600 с.
146. Труфяков В.И., Кныш В. В., Михеев П.П., Кузьменко А.З. Зависимость скорости развития трещин от асимметрии цикла // Проб. прочности. –1987.- №3.-С. 5-7.
147. Труфяков В.И., Михеев П.П., Кузьменко А.З. Влияние масштабного фактора и остаточных сварочных напряжений на скорость развития усталостных трещин // Проб. прочности. – 1980. - № 6. – С. 20-22.
148. Труфяков В.И., Михеев П.П., Кузьменко А.З. Влияние остаточных сварочных напряжений на развития усталостных трещин в конструкционной стали // Проб. прочности. – 1977. - № 10. – С. 6-7.

149. Фомичев С.К., Минаков С.Н., Данильчик А.В., Татарников В.Г., Яременко М.А. Измеритель механических напряжений серии MESTR – 411 // Техническая диагностика и неразрушающий контроль. – 1998. – № 1 – С. 58 – 60.
150. Фомичев С.К., Осламовский Ю.А., Великоиваненко Е. А. Экспериментально – расчетный метод определения остаточных напряжений в зоне кольцевых швов оболочечных конструкций // Автоматическая сварка. – 1998. – № 5 – С. 14 – 18.
151. Форман Р., Керни В., Энг О. Численное исследование распространения трещин в циклически нагруженных конструкциях // Теорет. основы инж. расчетов / Пер. с англ. – 1967. – Сер. Д, № 3. – С. 8-16.
152. Харионовский В. В. Магистральные газопроводы: концепция конструктивной надежности линейной части // Газовая промышленность. – 1992. – № 2. – С. 30 – 32.
153. Харцберг Р.В. Деформация и механика разрушения конструкционных материалов. – М.: Металлургия, 1989. – 575 с.
154. Черепанов Г.П. Механика хрупкого разрушения. – М.: Наука, 1974. – 640 с.
155. Шип В.В., Муравин Г.Б., Чабурнин В.Ф. Вопросы применения акустической эмиссии при диагностике сварных трубопроводов // Дефектоскопия. – № 8. – 1993. – С. 17 – 23.
156. Шлапак Л. С. Исследование напряженно-деформированного состояния сложных участков трубопроводов в условиях горных Карпат с целью повышения их эксплуатационной надежности // Методы и средства технической диагностики. – Ивано-Франковск. – 1992. – С. 166 – 172.
157. Шлапак Л.С., Коваль В.М., Олійник А.П. та інші. Вплив анізотропії трубних сталей на оцінювання напруженого стану трубопроводу

- ультразвуковим методом // Нафтова і газова промисловість. – 2003. – № 3. – С. 41 – 43.
158. Шлапак Л.С., Розгонюк В.В. Разработка концепции исследования технического состояния надземных участков газонефтепроводов // Нефтяная и газовая промышленность. – 1996. – № 4. – с. 35–37.
159. Ягода П.А., Тимків Д.Ф., Тимків В.Д. Модель віртуального тренажера ліквідації аварійних ситуацій на лінійній частині МГ та КС // Нафтова і газова промисловість.- 2006.-№1.-с 52-54.
160. Ярема С.Я., Микитишин С.И. Аналитическое описание диаграммы усталостного разрушения материалов // Физ.-хим. механика материалов. – 1975. - № 6. – С. 47-51.
161. Adamski M., Lubkiewicz J. Ocena stanu napreżeń i grubości ścianek w rurociągach metoda ultradźwiękowa //Materialy. II Krajowej Konferencji Technicznej “Zarządzanie ryzykiem w eksploatacji rurociągów. – Plock (Poland). – 1999. – S. 119 – 128.
162. Allen D.B., Sayers C.M. The measurement of residual stress in textured steel using an ultrasonic velocity combinations technique // Ultrasonic. – 1984. – 22. – № 4. – P. 179– 188.
163. Begheni M., Bertini L., Vitale E. Fatigue crack growth in residual stress fields: experimental results and modelling. – Fatigue Fract. Engng Mater. Struct. – 1994. – 17, № 12. –Pp. 1433-1444.
164. Blom A.F. Spectrum fatigue behaviour of welded joints. –Int. J. of Fatigue. –1995, v.17, No7. –Pp. 485-491.
165. Carpinteri A. Propagation of surface cracks under cyclic loading / Handbook of fatigue crack propagation in metallic structures. – Elsevier Science B. V., 1994. -Pp. 653-705.

166. Dower W. Fatigue crack growth under C.O.D. cycling // Eng. Fract. Mech. – 1973. - 5, N 1. – P. – 11-21.
167. A. Dragilyev, J. Banachewych, V. Osadchuk, A. Kychma Controlling and measuring equipment with dedicated software for diagnostics of pipeline sections near welding joints *Materialy VIII Miedzynarodowej Konferencji Technicznej “Zarządzanie ryzykiem w eksploatacji rurociągów”* Plock 2-3 czerwca 2005. C. 101-104.
168. Dragilyev A. Savula S., Banachewych J., Osadchuk V., Kychma A. Diagnostics of residual technological stress in circumferential welds in pipelines // 3rd International congress of technical diagnostics ”Diagnostics-2004”, september 6-9, 2004, Poznan.- Poland.- P. 155-158.
169. Elber W. Fatigue crack closure under cyclic tension // Eng. Fract. Mech. – 1970. - №2. – P. 37-53.
170. Fujita J., Nototo T., Hagawa Y. Deformation and residual stresses in welded pipes and shells. – 1980. – Intern. Inst. of Welding; Doc. X-963-80.
171. Galatolo R., Lanciotti A. Fatigue Crack Propagation in Residual Stress Fields of Welded Plates. –International Journal of Fatigue. – 1997. – 19. – Pp. 43-49.
172. Gurney T.R. Fatigue of welded structures. Cambridge University Press/ - London; New York; Melburne; 1979. – 456 p.
173. Hanel J. Das Rißfortschreitungsverhalten von geschlitzten Flachstäben mit Eigenspannungen // Stahlbau. – 1972. - № 11. – S. 347-350.
174. Hardy S.J., Malik N.H. A survey of post-Peterson stress concentration factor data. – Int. J. Fatigue. – 1992. – N 3 (14). – P. 147–153.

175. Herikawa K., Sakakibara A., Mori T. Effect of residual stresses on threshold realuc for fatigue crack // Trans. Of JWRI. – 1983. - 12, N 2. – P. 135-142.
176. Hicks Dave J. Gnidelines for welding on pressurized pipe // Pipeline and Gas J. – 1983. – № 3. – P. 17 – 19.
177. Hoeppe D., Krupp W. Prediction of component life by aplication of fatigue crack growth knoweledge. – Eng. Fract. Mech. – 1974. – 6, N 1. - P. 47-70.
178. Jones B.L., Huuskonen E., Erdbrink K. Ocena integralnosci spoin obwodowych na podstawie wynikow inspekcji wewnentnej gazociagu w odniesieniu do mozliwosci podniesienia cisnienia eksploatacyjnego w stosunku do jego wartosci projektowej//Materialy II krajowej Konferencji Technicznej “Zarzadzanie ryzykiem w eksploatacji rurociagow”. – Plock (Poland). – 1999. – S.165 – 175.
179. Lehr K., Lin H. Fatigue crack propagation and strain cycling properties // Int. J. of Fract. Mech. – 1969. - 5, N 1. – P. 45-55.
180. Lin H., Lino N. A mechanical model of fatigue crack propagation // Proc. of the second Intern. conf. of Fracture. – Brighton, 1977. – P. 812-823.
181. Manson S. Fatigue a complex subject some simple approximations // Exp. Mech. – 1965. - N 7. – P. 193-226.
182. Marvin C.W. Determining the Strength of Corroded Pipe // Materials Protection and Performance. – 1972. – № 11. – P. 34 – 40.
183. Masubuchi K. Numerical Modelling of Thermal Stresses and Metal Movement During Welding // Numerical Modelling of Manufacturing Processes // The American Society of Mechanical Engineers, PVP-PB-025. – 1977. – P. 1 – 18.

184. Mukai I., Murata M., Kim E.J. A proposal for stress intensity factor range calculation method by partial opening model of fatigue crack under residual stress field and prediction of the crack propagation behavior // Quart. Of the J.W.S. – 1987. – 5, N 2. – P. 85-88.
185. Newman J.C. A crack-closure model for predicting fatigue crack growth under aircraft spectrum loading. –ASTM STP 748. –1981. –Pp. 53-84.
186. Newman J.C., Raju I.S. An empirical stress intensity factor equation for the surface crack // Int. J. Fract. Mech. – 1981. – **15**, № 1/2. – Pp. 185-192.
187. Overbecke I., Back J. IIW XIII-1095-83. The effect of residual stress and R- value on the service life of welded connections subject to fatigue.- 56p.
188. Pearson S. The effect of mean stress on fatigue crack propagation in half-thick specimens of aluminium alloys of high and low fracture toughness // Eng. Fract. Mech. – 1972. - 4, N 1. – P. – 9-31.
189. Propagation under through thickness stress fatigue crack in structural steels with varying sulphur content / K. Kaboyashi, A. Naurumoto, T. Funakashi. I. Haira // Welding in the world. – 1977. – 9, № 10. – P. 222-236.
190. Radeker W. Eine neue Methodik zum Nachweis von Schweißzugspannungen // Schweißen und Schneiden. – 1958.– №9.– P.5-9.
191. Rybicki E.F., Stonesifer R.B. Computation of residual stresses due to multipass welds in piping systems // J. Press. Vessel Techn. (ASME). – 1979. – 101. – P. 149-154.
192. Shi Y.W., Chen B.Y., Zhang J.X. Effects of welding residual stress on fatigue crack growth behaviour in butt welds of a pipeline steel. – Engng Fract. Mech. – 1990. – **36**, № 6. –Pp. 893-902.
193. Ueda J., Jamakawa F. Analysis of Thermal Elastic-Plastic stress and strain During Welding by Finite Element Method // Trans. J. Weld. Soc. – 1971. – P. 24 – 36.

194. Wysoczanski W., Honk A., Purgal P. Diagnostyka naprezen w metalach metoda a kustuczna // Materiały II Krajowej Konferencji Technicznej “Zarządzanie ryzykiem w eksploatacji rurociągów”. – Plock (Poland). - 1999. – S. 115-117.

Додаток А

Акт впровадження наукових досліджень у виробництво

“ЗАТВЕРДЖУЮ”

Перший заступник директора

Філії УМГ “Львівтрансгаз”

ДК “Укртрансгаз”

НАК “Нафтогаз України”

С.Ф. Савула

“ “ _____ 2006

АКТ

про впровадження методики розрахунково-експериментального визначення напруженого стану біля зварних швів, розміщених на потенційно-небезпечних ділянках магістральних газопроводів з використанням електромагнітного методу

Національний університет “Львівська політехніка” разом з Філією УМГ “Львівтрансгаз” ДК “Укртрансгаз” НАК “Нафтогаз України” застосували методику визначення напруженого стану біля зварних швів, розміщених на потенційно-небезпечних ділянках магістральних газопроводів з використанням електромагнітного методу, розроблену здобувачем Драгілевім А. В. під керівництвом проф., д.ф.-м.н. Осадчука В.А., при оцінці технічного стану магістральних газопроводів.

Запропонована методика і пакет прикладних програм використовувались для визначення залишкових напружень в околі дефектів біля зварних швів магістрального газопроводу “Івацевичі-Долина II нитка”, що були виявлені під час внутрішньотрубного діагностування інтелектуальним поршнем фірми “Rosen Engineering GmbH”. Проведено дослідження та розрахунки з оцінки технічного стану МГ “Івацевичі-Долина II нитка” (км 241, 66) на ділянці УМГ “Львівтрансгаз”. Оцінено технічний стан ділянок МГ з дефектами, розміщеними в зоні зварного кільцевого шва, та вплив технологічних напружень на залишковий ресурс газопроводу, обґрунтовано рекомендації щодо технології та черговості проведення ремонтів небезпечних ділянок МГ “Івацевичі-Долина II нитка”.

Очікуваний економічний ефект від впровадження розробленого методу та пакету прикладних програм для визначення напруженого стану трубопроводів в зоні дефектів біля зварних стикових з’єднань при оцінці технічного стану ділянки МГ “Івацевичі-Долина II нитка” – 241, 66 км складає 280794,69 тис.грн. (двісті вісімдесят тисяч сімсот дев’яносто чотири гривні 69 копійок).

Заступник директора
з виробництва

_____ Блаут Ю.Є.

_____ Осадчук В.А.

Начальник виробничого
Відділу з експлуатації МГ і ГРС

_____ Банахевич Ю.В.

_____ Драгілев А.В.

“ЗАТВЕРДЖУЮ”

Перший заступник директора
Філії УМГ “Львівтрансгаз”
ДК “Укртрансгаз”
НАК “Нафтогаз України”

_____ С.Ф. Савула
“ ” _____ 2006 р.

РОЗРАХУНОК

очікуваного економічного ефекту від впровадження методики розрахунково-експериментального визначення напруженого стану біля зварних швів, розміщених на потенційно-небезпечних ділянках магістральних газопроводів з використанням електромагнітного методу

Економічний ефект від впровадження методики розрахунково-експериментального визначення напруженого стану біля зварних швів, розміщених на потенційно-небезпечних ділянках магістральних газопроводів з використанням електромагнітного методу досягається за рахунок скорочення витрат газу за час проведення ремонтно-відновлювальних робіт. Застосування запропонованої методики і програмного забезпечення дозволило визначити напружений стан біля дефекту, що знаходився в зоні зварного стикового шва з врахуванням залишкових напружень і завчасно провести ремонтні роботи без стравлювання газу в МГ „Івацевичі-Долина-ІІ нитка” (км 241,66).

Економічний ефект від впровадження визначаємо за формулою:

$$\Pi = E_{\text{втр.}} - Z_p,$$

де $E_{\text{втр.}}$ – економія за рахунок скорочення витрат газу за час проведення ремонтно-відновлювальних робіт за новою технологією;

Z_p – витрати на ремонтні роботи на лінійній частині газопроводу за новою технологією.

Економія за рахунок виключення витрат газу за час проведення ремонтно-відновлювальних робіт на газопроводі „Івацевичі-Долина-ІІ нитка” (км 241,66), виражається формулою:

$$E_{\text{втр.}} = C_{\text{пр.}} \times Q_{\text{вип.}} \text{ грн,}$$

де $C_{\text{пр.}}$ - діюча оптова ціна в промисловості на газ, (327,30 грн./тис.м³);

$Q_{\text{вип.}}$ - об'єм газу, який необхідно стравити при застосуванні традиційних технологій ремонту - вогневих робіт по монтажу котушок, тис.м³.

$$Q_{\text{вип.}} = \frac{\pi D^2}{4} \times L \times P_{\text{сер}} \times \frac{T_0}{T_{\text{сер}} \times P_c \times Z_{\text{сер}}} \text{ тис.м}^3,$$

- де D - внутрішній діаметр дільниці (1,196 м.);
 L - протяжність дільниці, що відключається (21,80 км.);
 T_0 - 273,15°К;
 $T_{\text{сер}}$ - середня температура газу на дільниці, що відключається (293,76 °К);
 P_c - середній тиск газу після спорожнення дільниці - 1,03 кгс/см²;
 $Z_{\text{сер}}$ - середній коефіцієнт стиснення газу на дільниці, що відключається (0,901);
 $P_{\text{сер}}$ - середній тиск в дільниці, що стравлюється-36,1 кгс/см².

$$Q_{\text{вип.}} = \frac{3,14 \times 1,196^2}{4} \times 21,80 \times 10^3 \times 36,1 \times 10^{-4} \times \frac{273,15}{293,76 \times 1,03 \times 10^{-4} \times 0,901} = 885,41 \cdot 10^3 \text{ м}^3.$$

Тоді

$$E_{\text{втр}} = 885,41 \times 327,30 = 289794,69 \text{ грн.}$$

Економічний ефект від впровадження

$$\Pi = E_{\text{втр.}} - Z_p = 289794,69 - 9000,00 = 280794,69 \text{ грн.}$$

Таким чином, очікуваний економічний ефект від впровадження методики розрахунково-експериментального визначення напруженого стану біля зварних швів, розміщених на потенційно-небезпечних ділянках магістральних газопроводів з використанням електромагнітного методу на дільниці 241,66 км. МГ „Івацевичі-Долина" складе 280794,69 тис. грн. (Двісті вісімдесят тисяч сімсот дев'яносто чотири гривні 69 копійок).

Начальник
планово-економічного відділу

Грицей О.Б.